

Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

**Análise de Ligações com Chapa de Topo Submetidas à Flexão
Oblíqua**

Jéser de Souza Medeiros

Porto Alegre
2018

JÉSER DE SOUZA MEDEIROS

**ANÁLISE DE LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO
SUBMETIDAS À FLEXÃO OBLÍQUA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul,
como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em
Engenharia.

Porto Alegre
2018

JÉSER DE SOUZA MEDEIROS

**ANÁLISE DE LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO
SUBMETIDAS À FLEXÃO OBLÍQUA**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Área de Estruturas, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 13 de dezembro de 2018

Prof. Inácio Benvegnu Morsch
Dr. pelo PPGEC/UFRGS
Orientador

Prof. Zacarias Martin Chamberlain Pravia
Dr. pela COPPE/UFRJ
Co-Orientador

Prof. Nilo Cesar Consoli
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

Prof. Eduardo Bittencourt (UFRGS)
Dr. pelo PPGEC/UFRGS

Prof. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco (UERJ)
Dr. pelo IMPERIAL COLLEGE, Inglaterra

Prof. Felipe Schaedler de Almeida (UFRGS)
Dr. pelo PPGEC/UFRGS

Dedico aos que comigo conviveram nestes meses

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Prof. Inácio Benvegno Morsch pela orientação, recomendações e incentivo durante a elaboração desse trabalho.

Agradeço também ao meu co-orientador, Prof. Zacarias Martin Chamberlain Pravia, especialmente pela acolhida em Passo Fundo, pela orientação e pelo apoio na execução dos ensaios.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGEC) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) e, em especial, ao Coordenador Prof. Nilo Cesar Consoli, pelo empenho na aquisição dos materiais necessários para realização dos estudos. Também aqui manifesto meu agradecimento ao Laboratório de Ensaios Geotécnicos e Geoambientais (LEGG), em especial ao Prof. Sérgio, que cedeu equipamento para viabilizar esse trabalho.

Agradeço à Universidade de Passo Fundo (UPF) e ao Laboratório de Ensaios em Sistemas Estruturais (LESE) do Centro Tecnológico de Engenharia Civil, Ambiental e Arquitetura (CETEC), especialmente ao Engenheiro Eduardo e ao Prof. Fernando, pela disponibilização da estrutura e todo o apoio dispensado durante a etapa da análise experimental.

Também agradeço à empresa CS Metal, de Marau – RS, em especial ao Engenheiro Ricardo Ficanha, pela doação dos corpos de prova para a análise experimental. Sem dúvidas esse trabalho não seria possível sem esse apoio.

Em muito agradeço à toda minha família, principalmente à minha mãe Ana Clara, meu pai Férgus e minha irmã Evanise, por todo o amor, incentivo, suporte e confiança nestes anos. Não poderia deixar de fazer uma menção especial às minhas tias Nialba e Marialva, que sempre me incentivaram. Não citarei mais nomes nesse parágrafo, mas agradeço de coração por cada mate, café ou cerveja. Por cada convite, muitas vezes recusados, pelas saudosas tardes em que se perdiam as horas nas conversas sobre antigos seres mitológicos ou atuais agruras da mente humana. Por cada recepção calorosa na volta pra casa. Por cada abraço. Por cada palavra, por ser abrigo e amparo. Por cada minuto de convivência renunciada para que fosse possível, ao que parecia eternamente, estudar ou escrever.

Agradeço à Stabile Engenharia, meus colegas e amigos e, muito especialmente, ao Eng Paulo Roberto, grande incentivador desse trabalho e referência profissional.

À Empresa Gaúcha de Rodovias, em especial ao Diretor Presidente Nelson Lidio Nunes e ao Diretor Eng Milton Cypel, pela compreensão e apoio durante os meses de desenvolvimento dessa dissertação. Não poderia deixar também de agradecer aos colegas e amigos da GENG, pelo apoio e por ouvirem meus desabafos.

Agradeço aos meus colegas de mestrado, pelo companheirismo, pelo incentivo e por toda a ajuda recebida.

Não poderia deixar de estender os agradecimentos aos meus amigos, sem os quais não seria possível superar os desafios encontrados nesses últimos anos. Meu muito obrigado aos que, por algum período, conviveram cotidianamente comigo e dividiram as angústias e alegrias dessa caminhada: Lennon, Lucas e Verlei. Não poderia deixar de agradecer aos amigos e colegas Jonathan e Guilherme, que me receberam e ajudaram a superar as dificuldades que surgiram enquanto tentava fazer os ensaios em Passo Fundo. Agradecendo ajuda, seria injustiça não mencionar o também colega Elvis, com seus desenhos e gráficos. Já chegando ao fim, agradeço ao Roger, amigo de toda vida, que muito me ouviu e apoiou ao longo desses anos. Agradeço também à Magali, pelas visitas e acolhidas, pelas palavras sempre oportunas e pelo carinho que não diminui com a distância.

Correndo risco de estar cometendo graves injustiças, encerro por aqui. A todos que contribuíram, apoiaram e conviveram comigo ao longo desse trabalho, meu muito obrigado. E minhas sinceras desculpas aos que mereciam menção e foram traídos pela minha má memória.

Aspiro, mais do que espero.

Thomas Morus

RESUMO

Medeiros, J.S. **Análise De Ligações com Chapa de Topo Submetidas à Flexão Oblíqua.** 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

As Ligações com Chapa de Topo entre perfis de aço são amplamente adotadas pela indústria brasileira, condição que contrasta com a escassez de referências bibliográficas e normativas nacionais sobre o tema. Quando consideradas as solicitações correspondentes aos seis graus de liberdade de um pórtico espacial, compatível com os modelos atuais de análise de estruturas, são raras as recomendações normativas e bibliográficas para o dimensionamento dessas ligações. A incompatibilidade entre a análise global das estruturas e modelos de dimensionamento das ligações, aliada à ausência de literatura e discussão sob o tema, tende a induzir os engenheiros projetistas a adotar soluções com base teórica pouco consistente ou mesmo desprezar solicitações não previstas nos modelos tradicionais de dimensionamento. Pretendendo compreender o comportamento das ligações submetidas à flexão oblíqua, o trabalho desenvolve-se em três frentes: revisão bibliográfica e pesquisa dos métodos analíticos de dimensionamento, análise experimental de ligações sob essa situação de carregamento e análise numérica pelo método dos elementos finitos, empregando o programa ANSYS, e posterior comparação e discussão dos resultados obtidos em cada abordagem. A análise numérica e experimental contempla Ligações com Chapa de Topo Não Estendida, Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor e Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor, tendo sido obtidos resultados satisfatórios, com nível de erro entre os valores numéricos e experimentais restrito a níveis aceitáveis e, em grande parte, com causas identificadas. Para mensurar o nível de erro e avaliar sua aceitabilidade foram empregados os parâmetros Erro Médio Absoluto (MAE), Erro Médio Absoluto em Percentual (MAPE), Raiz da Média do Erro Quadrático (RMSE) e Raiz Quadrada do Erro Relativo (RRSE), além do Erro Máximo Absoluto, e analisada a inter-relação entre eles.

Palavras-chave: *estruturas de aço, ligações parafusadas, chapa de topo, elementos finitos, análise experimental.*

ABSTRACT

Medeiros, J.S. **Análise De Ligações com Chapa de Topo Submetidas à Flexão Oblíqua.** 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

Flush end-plate connections between steel sections are widely used by Brazilian industry. This condition diverges from the scarce references and standards about the subject. When the corresponding loads of the six degrees of freedom in a complete framework element are considered (in accordance with current models of structural analysis), limited are the standard procedures and references regarding the design of these connections. Incompatibility between global structural analysis and connections design models, in addition to the absence of literature and discussion about the topic, tends to induce design engineers to adopt solutions of non-consistent theoretical basis or even to discard loadings that are not predicted by the traditional design models. Aiming to understand the behavior of connections subjected to biaxial bending, this dissertation is developed in three main sections: literature review and study of analytical design methods; experimental analysis of connections under this type of loading; and numerical analysis using finite element method (with the software ANSYS), and subsequent comparison and discussion of results from each case. The numerical and experimental analysis comprises Flush end-plate connections and Extend end-plate connections (both unstiffened and stiffened), in which satisfactory results were obtained (with an acceptable level of error between numerical and experimental values and, in most cases, with identified causes). To quantify the level of error and evaluate its acceptability the following parameters were used: Mean Absolute Error (MAE), Mean Absolute Percentage Error (MAPE), Root-Mean-Square Deviation (RSMD) and Root Relative Square Error (RRSE), in addition to the Maximum Absolute Error and the interrelationship between these parameters.

Key-words: *steel structures, bolted joints, end-plate, finite element, experimental analysis.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Chapa de topo não-estendida sem enrijecedor	24
Figura 2 - Chapa de topo estendida sem enrijecedor.....	24
Figura 3 - Chapa de topo estendida com enrijecedor	24
Figura 4 - Classificação das ligações segundo a rigidez	34
Figura 5 - Quadro de valores para o parâmetro de transformação β	38
Figura 6 - Quadro do coeficiente de redução ω para a iteração com o esforço de corte	39
Figura 7 - Valor de cálculo da resistência do banzo de uma peça T	40
Figura 8 - Definições de e , e_{min} , r_c e m	41
Figura 9 - Quadro dos comprimentos efetivos para a mesa não reforçada de uma coluna	42
Figura 10 - Representação de uma mesa de coluna reforçada.....	42
Figura 11 - Quadro dos comprimentos efetivos para a mesa reforçada de uma coluna	43
Figura 12 - Valores de α para mesas reforçadas de colunas e para chapas de extremidade.....	44
Figura 13 - Modelagem de chapa de extremidade estendida como peças T separadas.....	45
Figura 14 - Quadro dos comprimentos efetivos de uma chapa de extremidade.....	46
Figura 15 - Quadro da área ao corte de colunas	47
Figura 16 - Modelos de ligações com chapa de topo não-estendida	50
Figura 17 - Ligações com chapa de topo estendida.....	51
Figura 18 – Configuração original do ensaio – Detalhe do sistema de apoio	58
Figura 19 – Configuração final dos ensaios	58
Figura 20 – Esquema típico dos modelos.....	59
Figura 21 – Croqui dos pontos de apoio e aplicação de carga	59
Figura 22 – Aparelho de apoio e aplicação de carga.....	60
Figura 23 – Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE)	60
Figura 24 – Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE).....	61
Figura 25 – Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE).....	61
Figura 26 – Gabinete do sistema de aquisição de dados ADS 2000	62
Figura 27 – Interior do gabinete do sistema ADS 2000	62
Figura 28 – Célula de carga HBM C16AC3/20t.....	63
Figura 29 – Célula de carga PT Ltd. LPX-50000kg.....	64
Figura 30 – Célula de carga KRATOS CCI-10000kgf	64
Figura 31 – Circuito 1/4 de ponte (“Extensômetros Elétricos”, [s.d.])	65
Figura 32 – Strain Gages Lineares KFH-6-120-C1-11L1M2R (a) e Strain Gages Roseta KFH-6-120-D16-11L1M2S (b).....	65
Figura 33 – Posição dos Strain Gages na chapa de topo da Ligação NE	66
Figura 34 – Posição dos Strain Gages na chapa de topo das Ligações ESE e ECE.....	66

Figura 35 – Posição dos Strain Gages nas mesas da viga	67
Figura 36 – LVDT S-SERIES	67
Figura 37 – Posicionamento dos LVDT para Ligações com Chapa de Estendida Sem Enrijecedor	67
Figura 38 – Posicionamento dos LVDT para Ligações com Chapa de Estendida Com Enrijecedor e Não- Estendida Sem Enrijecedor	68
Figura 39 – Corpos de prova para ensaio de tração	68
Figura 40 – Distribuição Normal da Tensão de Escoamento	69
Figura 41 – Distribuição Normal da Tensão de Ruptura.....	69
Figura 42 – Série de ligações NE – LVDT 1	70
Figura 43 – Série de ligações NE – LVDT 2	71
Figura 44 – Série de ligações NE – SG L01.....	71
Figura 45 – Série de ligações NE – SG L02.....	72
Figura 46 – Série de ligações NE – SG R01 – Direção y.....	72
Figura 47 – Série de ligações NE – SG R01 – Direção z.....	73
Figura 48 – Série de ligações NE – SG R02 – Direção y.....	73
Figura 49 – Série de ligações NE – SG R02 – Direção z.....	74
Figura 50 – Série de ligações NE – SG R03 – Direção y.....	74
Figura 51 – Série de ligações NE – SG R03 – Direção z.....	75
Figura 52 – Série de ligações NE – SG R04 – Direção y.....	75
Figura 53 – Série de ligações NE – SG R04 – Direção z.....	76
Figura 54 – Série de ligações ESE – LVDT 1.....	77
Figura 55 – Série de ligações ESE – SG L01	77
Figura 56 – Série de ligações ESE – SG L02.....	78
Figura 57 – Série de ligações ESE – SG R01 – Direção y	78
Figura 58 – Série de ligações ESE – SG R01 – Direção z	79
Figura 59 – Série de ligações ESE – SG R02 – Direção y	79
Figura 60 – Série de ligações ESE – SG R02 – Direção z	80
Figura 61 – Série de ligações ESE – SG R03 – Direção y	80
Figura 62 – Série de ligações ESE – SG R03 – Direção z	81
Figura 63 – Série de ligações ESE – SG R04 – Direção y	81
Figura 64 – Série de ligações ESE – SG R04 – Direção z	82
Figura 65 – Série de ligações ECE – LVDT 1	82
Figura 66 – Série de ligações ECE – LVDT 2	83
Figura 67 – Série de ligações ECE – SG L01	83
Figura 68 – Série de ligações ECE – SG L02	84
Figura 69 – Série de ligações ECE – SG R01 – Direção y	84
Figura 70 – Série de ligações ECE – SG R01 – Direção z.....	85

Figura 71 – Série de ligações ECE – SG R02 – Direção y	85
Figura 72 – Série de ligações ECE – SG R02 – Direção z.....	86
Figura 73 – Série de ligações ECE – SG R03 – Direção y	86
Figura 74 – Série de ligações ECE – SG R03 – Direção z.....	87
Figura 75 – Série de ligações ECE – SG R04 – Direção y	87
Figura 76 – Série de ligações ECE – SG R04 – Direção z.....	88
Figura 77 – Parafuso Série Tenex da Ciser® (A) e Indicador Direto de Tensão Exata – IDTEX (B). Fonte: http://www.ciser.com.br/destaques/tenex e http://www.ciser.com.br/destaques/idtex . Acesso em: 02 dez. 2018.	90
Figura 78 – Elemento SOLID185 (ANSYS INC., 2010).....	91
Figura 79 – Pares de elementos de contato (ANSYS INC., 2004).....	94
Figura 80 – Elementos de contato. (ANSYS INC., 2010)	95
Figura 81 – Elemento PRETS179. (ANSYS INC., 2010).....	101
Figura 82 – Elemento LINK180. (ANSYS INC., 2010).....	101
Figura 83 – Modelo constitutivo Tri Linear (BAEI; GHASSEMIEH; GOUDARZI, 2012 e ZEINODDINI-MEIMAND; GHASSEMIEH; KIANI, 2014)(A).....	102
Figura 84 – Modelo constitutivo Tri Linear (BAEI; GHASSEMIEH; GOUDARZI, 2012 e ZEINODDINI-MEIMAND; GHASSEMIEH; KIANI, 2014)(B).....	102
Figura 85 – Modelo constitutivo Tri Linear (BAHAARI; SHERBOURNE, 2000 e KUKRETI; ZHOU, 2006)(A).....	103
Figura 86 – Modelo constitutivo Tri Linear (BAHAARI; SHERBOURNE, 2000 e KUKRETI; ZHOU, 2006)(B)	103
Figura 87 – Representação da aplicação de pressão sobre um ponto de carga	105
Figura 88 – Vinculação em chapa de apoio do modelo	106
Figura 89 – Organograma da geração dos modelos numéricos.....	107
Figura 90 – Dados de entrada dos parafusos – válido para todos os modelos	108
Figura 91 – Dados de entrada dos apoios, pontos de aplicação de carga e comprimento da viga – válido para todos os modelos	108
Figura 92 – Dados de entrada da seção da viga, apoios e pontos de aplicação de carga - – válido para todos os modelos	109
Figura 93 – Dados de entrada da chapa de topos, furação e solda – Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor	109
Figura 94 – Dados de entrada da chapa de topos, furação e solda – Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor	110
Figura 95 – Dados de entrada da chapa de topos, furação e solda –Ligações com Chapa de Topo Não- Estendida.....	110

Figura 96 – Dados de entrada da chapa de topos, furação e solda – Chapa de topo estendida com enrijecedor.....	111
Figura 97 – Organograma da geração da geometria do modelo.....	113
Figura 98 – Organograma da geração da malha do modelo.....	114
Figura 99 – Organograma das opções de análise – Parte 1.....	116
Figura 100 – Organograma das opções de análise – Parte 2.....	117
Figura 101 – Geometria original do modelo – Ligação ECE.....	118
Figura 102 – Avaliação da variação de FKN e SLTO sobre o deslocamento no LVDT 1.....	119
Figura 103 – Avaliação da variação de FKN e SLTO sobre a deformação no SG L01.....	120
Figura 104 – Avaliação da variação de FKN e SLTO sobre a deformação no SG L02.....	120
Figura 105 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre o deslocamento no LVDT 1.....	121
Figura 106 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_ sobre a deformação no SG L01.....	121
Figura 107 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre a deformação no SG L02.....	122
Figura 108 – Densidade da malha de elementos.....	122
Figura 109 – Malha de elementos na região dos pontos de controle de deformação na chapa de topo.....	123
Figura 110 – Malha de elementos dos parafusos.....	123
Figura 111 – Malha do modelo final de calibração.....	124
Figura 112 – Geometria revisada – Ligação ECE.....	125
Figura 113 – Ligação ECE – LVDT 1 – Geometria original e revisada.....	125
Figura 114 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre o deslocamento no LVDT 1 – Geometria Revisada.....	126
Figura 115 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre a deformação no SG L01 – Geometria Revisada.....	126
Figura 116 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre a deformação no SG L02 – Geometria Revisada.....	127
Figura 117 – Avaliação da variação do CFFC_L sobre a deformação no SG L02 – CFFC_S = 0,3 – Geometria Revisada.....	127
Figura 118 – Representação gráfica do RMSE normalizado associado à variação do modelo e propriedades dos materiais para o LVDT 01 e Strain Gages Lineares.....	131
Figura 119 – Representação gráfica do RMSE normalizado associado à variação do modelo e propriedades dos materiais para Strain Gages Roseta.....	131
Figura 120 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 1 – Ligação NE.....	133
Figura 121 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 2 – Ligação NE.....	133

Figura 122 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L01 – Ligação NE.....	134
Figura 123 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L02 – Ligação NE.....	134
Figura 124 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção y – Ligação NE.....	135
Figura 125 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção z – Ligação NE.....	136
Figura 126 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção y – Ligação NE.....	137
Figura 127 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção z – Ligação NE.....	137
Figura 128 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção y – Ligação NE.....	138
Figura 129 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção z – Ligação NE.....	138
Figura 130 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção y – Ligação NE.....	139
Figura 131 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção z – Ligação NE.....	139
Figura 132 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 1 – Ligação ESE.....	141
Figura 133 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L01 – Ligação ESE.....	142
Figura 134 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L02 – Ligação ESE.....	142
Figura 135 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção y – Ligação ESE.....	143
Figura 136 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção z – Ligação ESSE.....	143
Figura 137 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção y – Ligação ESE.....	144
Figura 138 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção z – Ligação ESE.....	145
Figura 139 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção y – Ligação ESE.....	145

Figura 140 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção z – Ligação ESE	146
Figura 141 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção y – Ligação ESE	146
Figura 142 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção z – Ligação ESE	147
Figura 143 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 1 – Ligação ECE	148
Figura 144 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 2 – Ligação ECE	148
Figura 145 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L01 – Ligação ECE	149
Figura 146 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L02 – Ligação ECE	149
Figura 147 – Comparativo entre resultados numéricos e experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção y – Ligação ECE.....	150
Figura 148 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção z – Ligação ECE.....	151
Figura 149 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção y – Ligação ECE.....	151
Figura 150 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção z – Ligação ECE.....	152
Figura 151 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção y – Ligação ECE.....	152
Figura 152 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção z – Ligação ECE.....	153
Figura 153 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção y – Ligação ECE.....	153
Figura 154 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção z – Ligação ECE.....	154
Figura 155 – Deformada da Chapa de Topo da Ligação ECE – Vista Frontal	155
Figura 156 – Deformada da Chapa de Topo da Ligação ECE – Vista Inferior.....	155
Figura 157– Interpretação dos parâmetros de erro – Gráfico com séries do exemplo	159
Figura 158 – Tensão equivalente de Von Mises no ponto SG L01 – Ligação ECE	161
Figura 159 – Tensão equivalente de Von Mises na Chapa de Topo – P = 100kN – Ligação ECE.....	162
Figura 160– Tensão equivalente de Von Mises na Chapa de Topo – P = 155kN – Ligação ECE.....	162
Figura 161– Tensão equivalente de Von Mises na Chapa de Topo – P = 210kN – Ligação ECE.....	163

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Quadro representativo dos tipos de modelos de ligações.....	33
Tabela 2 – Tensão mínima de pretensão (<i>kN</i>)	55
Tabela 3 - Resumo das constantes reais dos elementos de contato (ANSYS INC., 2004)	96
Tabela 4 – Resumo das KEYOPT <i>default</i> do elemento CONTA173 (ANSYS INC., 2004).....	97
Tabela 5 – Resumo das KEYOPT <i>default</i> do elemento CONTA170 (ANSYS INC., 2013).....	97
Tabela 6 – Valores adotados para a tensão de escoamento	104
Tabela 7 – Quadro resumo dos parâmetros dos componentes	112
Tabela 8 – Pares de contato adotados nos modelos.....	115
Tabela 9 – Calibração do coeficiente de atrito	121
Tabela 10 – Valores absolutos do RMSE associado à variação do modelo e propriedades dos materiais	129
Tabela 11 – RMSE normalizado associado à variação do modelo e propriedades dos materiais	130
Tabela 12 – Quadro com resultados numéricos e erro máximo absoluto.....	156
Tabela 13 – Quadro com MAE e MAPE	157
Tabela 14 – Quadro com parâmetros RMSE e RRSE.....	158
Tabela 15 – Interpretação dos parâmetros de erro – Séries do exemplo	159
Tabela 16 – Interpretação dos parâmetros de erro – Quadro de valores	160

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas romanas

A – Área da seção transversal

A_{vc} – Área de corte da coluna

A_s – Área da seção resistente do parafuso

E – Módulo de elasticidade longitudinal

ECE – Ligação com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor

ESE – Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor

$F_{c,wc,Rd}$ – Valor de cálculo da resistência à compressão da alma da coluna

$F_{t,wb,Rd}$ – Valor de cálculo da resistência à tração da alma da viga

$F_{c,fb,Rd}$ – Valor de cálculo da resistência da mesa e da alma da viga à compressão

$F_{t,Rd}$ – Valor de cálculo da resistência à tração de um parafuso

$F_{tr,Rd}$ – Valor de cálculo da resistência à tração da linha de parafusos

F_t – Tensão de escoamento do material dos parafusos, em ksi

F_{yp} – Tensão de escoamento da chapa

I_b – Momento de inércia da seção da viga

I_c – Momento de inércia da seção da coluna

K_b – Valor médio de I_b/L_b

K_c – Valor médio de I_c/L_c

L_b – Vão de uma viga (entre eixos das colunas)

L_c – Entrepiso de uma coluna

LVDT – Transdutores de deslocamentos

$M_{b,pl,Rd}$ – Valor de cálculo do momento plástico resistente de uma viga

$M_{c,pl,Rd}$ – Valor de cálculo do momento plástico resistente de uma coluna

$M_{c,Rd}$ – Valor de cálculo do momento resistente da seção transversal da viga reduzido

$M_{j,Ed}$ – Momento aplicado à ligação

$M_{j,Rd}$ – Momento resistente da ligação

M_w – Valor característico do momento solicitante

MAE – Erro Médio Absoluto (Mean Absolute Error)

MAPE – Erro Médio Absoluto em Percentual (Mean Absolute Percentage Error)

NE – Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida

$N_{j,Rd}$ – Valor de cálculo do esforço normal resistente da ligação

$N_{j,Ed}$ – Esforço axial aplicado a ligação

P_t – Força de escoamento de um parafuso

$Q_{max,i}$ – Valor máximo para a força devido ao efeito alavanca

$Q_{max,0}$ – Valor máximo para a força devido ao efeito alavanca dos parafusos externos

RMSE – Raiz da Média do Erro Quadrático (Root-Mean-Square Deviation)

RRSE – Raiz Quadrada do Erro Relativo (Root Relative Square Error)

$S_{j,ini}$ – Rigidez inicial a rotação

SG – Strain Gages

T_b – Valor da tensão de pretensão aplicada aos parafusos

$V_{wp,Rd}$ – Valor de cálculo da resistência plástica ao esforço cortante de um painel de alma de coluna não reforçado

Letras minúsculas romanas

a_c – Espessura da solda entre a alma e a mesa do perfil da coluna

b_w – Largura total

$b_{eff,c,wc}$ – Largura efetiva da alma comprimida da coluna

$b_{eff,t,wc}$ – Largura efetiva da alma tracionada

$d_{b,reqd}$ – Diâmetro requerido para os parafusos

d_i – Distância entre o centro de cada linha de parafusos tracionados e o centro da mesa comprimida da viga.

d_n – Distância entre o centro da n-ésima linha de parafusos tracionados e o centro da mesa comprimida da viga.

d_w – Diâmetro da arruela, ou diâmetro dos círculos circunscritos na cabeça do parafuso ou na porca, conforme o caso

$f_{y,wc}$ – Tensão de escoamento da alma da coluna

$f_{y,wb}$ – Tensão de escoamento da alma da viga

f_{ub} – Valor da tensão última resistente à tração do parafuso

h – Altura da viga

h_r – Distância entre a linha de parafusos r e o centro de compressão

h_w – Altura da alma

h_x – Distância entre a linha de parafusos x e o centro de compressão

n_b – Número de linhas de parafusos
 r – Número da linha de parafusos
 r_c – Raio de concordâncias para o perfil da coluna
 t_{bp} – Espessura das contrachapas
 t_f – Espessura das mesas
 t_{fc} – Espessura da mesa da coluna
 t_{fb} – Espessura da mesa comprimida
 $t_{p,reqd}$ – Espessura requerida da chapa de reforço
 t_w – Espessura da alma
 t_{wb} – Espessura da alma da viga
 t_{wc} – Espessura da alma da coluna
 $\overline{y_{exp}}$ – Valor médio dos resultados experimentais
 $y_{i,exp}$ – Valor do resultado experimental no instante i
 $y_{i,num}$ – Valor do resultado do modelo numérico no instante i

Letras gregas maiúsculas

β – Parâmetro de transformação (informado na figura 5)

Letras gregas minúsculas

x – Linha de parafusos mais afastada do centro de compressão
 ω – Coeficiente de redução para ter em conta a interação com o esforço de corte no painel de alma da coluna
 γ_{M0} – Coeficiente parcial de segurança
 γ_{M2} – Coeficiente parcial de segurança
 ρ – Coeficiente de redução para a flambagem da chapa
 $\overline{\lambda}_p$ – Esbeltez da chapa
 $\overline{\sigma}$ – Desvio padrão
 μ – Média
 $\sigma_{com,Ed}$ – Tensão de compressão longitudinal máxima na alma
 γ_r – Fator de modificação para atender o limite de rotação para a ligação
 ϕM_{np} – Valor da resistência da ligação para o estado limite de ruptura dos parafusos sem efeito alavanca

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	23
1.1 PROPOSTA DE TRABALHO	23
1.2 JUSTIFICATIVA.....	25
1.3 OBJETIVOS.....	26
1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO.....	26
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	27
2.1 NORMAS TÉCNICAS	27
2.2 LIVROS E MANUAIS	28
2.3 ARTIGOS, TESES E DISSERTAÇÕES.....	29
3 ANÁLISE ANALÍTICA	32
3.1 EUROCODE 3 – PART 1-8	32
3.1.1 Classificação das ligações segundo o EUROCODE 3.....	32
3.1.2 Momento resistente de ligações flangeadas.....	36
3.2 AISC DESIGN GUIDE 16.....	49
3.2.1 Procedimentos de cálculo.....	51
4 ANÁLISE EXPERIMENTAL	57
4.1 MODELOS.....	59
4.1.1 Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE).....	60
4.1.2 Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE)	61
4.1.3 Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE)	61
4.2 INSTRUMENTAÇÃO.....	62
4.2.1 Medição de força.....	63
4.2.2 Medição de deformações.....	64
4.2.3 Medição de deslocamentos	67
4.3 CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS	68

4.4 RESULTADOS EXPERIMENTAIS	70
4.4.1 Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE)	70
4.4.2 Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE)	76
4.4.3 Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE)	82
4.4.4 Limitações dos resultados experimentais	88
5 ANÁLISE NUMÉRICA.....	91
5.1 TIPOS DE ELEMENTOS FINITOS	91
5.1.1 SOLID185	91
5.1.2 CONTA173 E TARGE170	93
5.1.3 PRETS179	101
5.1.4 LINK180	101
5.2 MATERIAIS	102
5.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO	104
5.3.1 Peso próprio dos elementos.....	104
5.3.2 Protensão dos parafusos	104
5.3.3 Carregamento estático	105
5.3.4 Restrições do deslocamento	106
5.4 MODELOS.....	106
5.4.1 FEM_EP.mac	108
5.4.2 Input.mac	108
5.4.3 Parameters.mac	111
5.4.4 Geometry.mac	112
5.4.5 Mesh.mac	112
5.4.6 Contact.mac	115
5.4.7 Analysis.mac	115
5.4.8 Results.mac	118
5.5 CALIBRAÇÃO	118
5.5.1 Elementos de Contato	119

5.5.2 Malha de elementos.....	122
5.5.3 Revisão da geometria	125
5.5.4 Propriedades dos materiais.....	128
5.6 VALIDAÇÃO DOS MODELOS.....	132
5.6.1 Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE)	132
5.6.2 Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE)	140
5.6.3 Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE)	147
6 ANÁLISE CRÍTICA DOS RESULTADOS	155
7 CONSIDERAÇÕES FINAIS	165
7.1 CONCLUSÕES.....	165
7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	167

1 INTRODUÇÃO

A indústria de estruturas de aço possui capacidade de processar mais de 2,1 milhões de toneladas de aço por ano, com um universo de empresas que empregou apenas 46% desta capacidade em 2015, segundo o “Perfil dos fabricantes de Estruturas de Aço” publicado anualmente pelo Centro Brasileiro da Construção em Aço – CBCA – e pela Associação Brasileira da Construção Metálica – ABCEM. (CBCA; ABCEM, 2015)

A grande ociosidade da indústria é um retrato de uma situação de restrições financeiras que impõe o melhor aproveitamento possível dos recursos disponíveis sem, obviamente, descuidar da segurança, durabilidade e usabilidade das estruturas produzidas. Este aproveitamento só será possível com o desenvolvimento de estudos e pesquisas que permitam uma melhor compreensão do comportamento das estruturas, com posterior consolidação e compilação do conhecimento científico, de forma que possa ser empregado pelas equipes de engenheiros que projetam, fabricam e montam as estruturas.

Embora a literatura técnica brasileira sobre estruturas de aço não possa ser considerada vasta, a escassez de referências é especialmente notória quando se trata de ligações e emendas entre perfis. Essa temática ocupa pouco espaço nos principais títulos de consulta, com indicações restritas à determinação da resistência dos componentes aos principais modos de falha e formas simplificadas de determinação dos esforços, criando a necessidade efetiva de estudos que ampliem as informações e ferramentas disponíveis.

1.1 PROPOSTA DE TRABALHO

Partindo do princípio que a bibliografia nacional disponível sobre ligações e emendas em estruturas de aço é pouco abrangente, se propõe explorar este tema com ênfase em emendas de perfis I ou W com chapa de topo.

A metodologia de cálculo apresentadas na ABNT NBR 8800:2008, e replicada nos livros e manuais, prevê a verificação de cada um dos principais elementos de uma ligação, sem oferecer a sistematização de quais verificações devem ser realizadas e por qual forma os esforços podem ser obtidos para as ligações que se pretende estudar. Porém, há referências internacionais que apresentam métodos de análise e dimensionamento específicos para emendas com chapas

de topo, com considerações mais sofisticadas e precisas, que servirão de ponto de partida para este trabalho.

São estudadas três famílias de emendas:

- a) Ligações com chapa de topo não-estendida sem enrijecedor

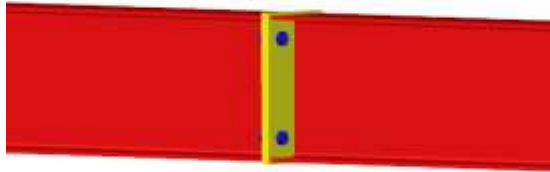


Figura 1 - Chapa de topo não-estendida sem enrijecedor

- b) Ligações com chapa de topo estendida sem enrijecedor

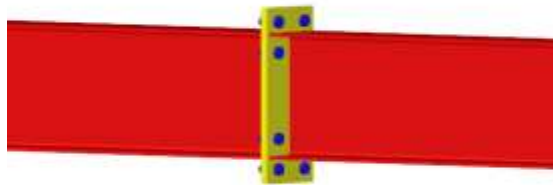


Figura 2 - Chapa de topo estendida sem enrijecedor

- c) Ligações com chapa de topo estendida com enrijecedor

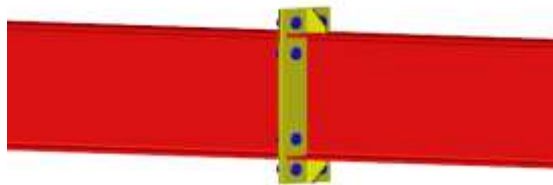


Figura 3 - Chapa de topo estendida com enrijecedor

1.2 JUSTIFICATIVA

A pertinência do tema proposto se origina na ausência de recomendações normativas e bibliográficas, considerando os principais títulos sobre o tema, para o dimensionamento de emendas com chapa de topo submetidas a solicitações correspondentes aos seis graus de liberdade de um pórtico espacial. Em nível nacional, há escassez de literatura técnica mesmo para ligações solicitadas apenas à flexão em torno do eixo principal de inércia, ao cortante na direção do segundo eixo de inércia e esforço normal, indicando a relevância até mesmo da revisão bibliográfica sobre o tema.

Com o desenvolvimento dos programas computacionais para suporte à análise e dimensionamento de estruturas, e dos próprios computadores, a representação das estruturas através de modelos reticulados 3D, com elementos do tipo pórtico espacial, se tornou absolutamente usual. Isto entra em conflito com os modelos analíticos utilizados no dimensionamento das ligações, todos desenvolvidos com base no conceito de dimensionamento a partir da análise das estruturas através de modelos 2D.

Esta incompatibilidade entre a forma de análise global das estruturas e de dimensionamento das ligações, aliada à escassez de literatura e discussão sob o tema, tende a induzir os engenheiros projetistas a adotar soluções com base teórica pouco consistente ou mesmo desprezar solicitações não previstas nos modelos tradicionais de dimensionamento destes elementos. O potencial risco destas contradições à segurança das edificações torna relevante um estudo que permita lançar luz sobre o tema e minimizar os riscos inerentes à desconsideração destas situações.

1.3 OBJETIVOS

O objetivo principal desse trabalho é estudar o comportamento de Ligações com Chapa de Topo Submetidas à Flexão Oblíqua, contribuindo para o desenvolvimento futuro de métodos de análise e dimensionamento dessas ligações.

Os objetivos secundários deste trabalho são:

- a) Pesquisar e apresentar os principais métodos de dimensionamento, para as ligações em estudo, disponíveis na literatura;
- b) Elaborar revisão bibliográfica contemplando, inclusive, a análise numérica de ligações com método dos elementos finitos;
- c) Obtenção de resultados experimentais para os modelos de ligação em estudo;
- d) Modelagem de emendas com chapa de topo, empregando o programa ANSYS e a linguagem APDL;
- e) Validação dos modelos numéricos a partir de resultados experimentais.

1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho está organizado em sete capítulos. O Capítulo 1 apresenta a proposta de trabalho, a justificativa da pertinência do tema e elenca os objetivos. O conhecimento existente sobre o objeto deste trabalho foi revisado e sintetizado no Capítulo 2. No Capítulo 3 os métodos consagrados para análise analítica e dimensionamento de ligações com chapa de topo, foram descritos em detalhes. Esses métodos são os recomendados pelo EN 1993-1-8:2005: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints e pelo AISC Design Guide 16. O Capítulo 4 apresenta os procedimentos e resultados obtidos na etapa de Análise Experimental, já a etapa de Análise Numérica é apresentada no Capítulo 5. No Capítulo 6 é feita a análise crítica dos resultados obtidos nas etapas de Experimental e Numérica, com base em parâmetros de mensuração do erro relativo entre os métodos de análise. O Capítulo 7 apresenta as considerações finais, expõe as conclusões e oferece sugestões a sequência do estudo do tema em trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 NORMAS TÉCNICAS

As recomendações do European Committee for Standardization (CEN) para o cálculo de ligações em estruturas de aço estão compiladas na Norma EN 1993-1-8:2005: Eurocode 3 – Design of steel structures, Part 1-8: Design of joints (CEN, 2005). Seguindo as prescrições desta norma, a resistência de uma ligação deve ser determinada com base na resistência individual de seus elementos básicos – parafusos, soldas, painel de alma de coluna, mesas e almas das vigas.

O Eurocode apresenta o método dos componentes para a determinação do valor de cálculo do momento resistente, da rigidez de rotação e da capacidade de rotação de ligações em perfis H e I. Porém, este método de cálculo baseia-se em uma hipótese de distribuição de esforços que prevê apenas solicitação à momento em torno do eixo principal de inércia do perfil. Para outras situações a norma apenas menciona que “os métodos de cálculo a utilizar para a determinação do valor de cálculo do momento resistente, da rigidez de rotação e da capacidade de rotação deverão basear-se em hipóteses adequadas de distribuição dos esforços” (CEN, 2005).

A norma ANSI/AISC 360-05 – Specification for Structural Steel Buildings – (AISC, 2005) e a norma ABNT NBR 8800:2008 – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios – (ABNT, 2008) prescrevem a verificação da resistência das ligações através da verificação de cada um dos elementos que as compõe, dispondo de formulações que abrangem os principais modos de falha dos componentes. Diferentemente do Eurocode, não há nestas normas a sistematização de quais as verificações devem ser realizadas para ligações em perfis H e I.

2.2 LIVROS E MANUAIS

O AISC *Design Guide 16 – Flush and Extend Multiple-Row Moment End-Plate Connections* (MURRAY; SHOEMAKER, 2003) apresenta formulações para a verificação de nove configurações de ligações com chapa de topo, variando o número de parafusos, a existência de enrijecedores e de prolongamento da chapa além dos limites das mesas do perfil. São fornecidas duas abordagens de dimensionamento, a primeira conduz a maiores espessuras da chapa e menor diâmetro dos parafusos e tem o dimensionamento governado pela ruptura dos parafusos, sem efeito alavanca. A segunda abordagem conduz a chapas menos espessas e parafusos de maior diâmetro que na primeira, sendo o dimensionamento determinado pela plastificação da chapa de topo ou pela ruptura dos parafusos, considerando o efeito alavanca.

O manual *Joints in Steel Construction – Moment Connections* (SCI/BCSA CONNECTIONS GROUP, 1995) apresenta uma abordagem de dimensionamento que adota as premissas do Anexo J do Eurocode 3: Part 1.1. (1992) para a análise do comportamento da ligação, baseada numa distribuição dos esforços nos parafusos, e da norma BS 5950: Part 1 para a verificação dos parafusos, soldas e elementos conectados.

Ainda com base no Eurocode 3, foi desenvolvido o Manual de Ligações Metálicas (SIMÕES DA SILVA; SANTIAGO, 2003), através do projeto Continuing Education in Structural Connections – CETRUSCO, no Programa Leonardo da Vinci da Comunidade Europeia. O projeto CETRUSCO buscou mapear as principais questões e dificuldades encontradas pelos projetistas europeus na adoção do Método dos Componentes e, a partir deste mapeamento, publicou o manual com as principais questões e suas respostas.

Com base nas recomendações da ABNT NBR 8800:2008 o Instituto Aço Brasil e o Centro Brasileiro da Construção em Aço desenvolveram, integrando a série “Manual de Construção em Aço”, os Volumes 1 e 2 do manual “Ligações em Estruturas Metálicas” (INSTITUTO AÇO BRASIL; VASCONCELLOS, 2011a, 2011b). Estes manuais apresentam formas de dimensionamento, a partir da verificação da capacidade resistente, das principais ligações usuais no Brasil. Também para ligações usuais a Gerdau fornece o “Ligações para Estruturas de Aço – Guia Prático para Estruturas com Perfis Laminados” (GERDAU, [s.d.]), apresentando as formulações práticas e considerações adotadas para cada ligação e também ábacos de dimensionamento.

Dentre as principais referências empregadas por engenheiros projetistas de estruturas de aço, devem ser lembrados os livros “Handbook of Steel Connection Design and Details” (TAMBOLI, 2009), que segue as prescrições das normas AISC e ICC, e o “Structural Steelwork Connections” (OWENS; CHEAL, 1989).

São escassos os livros escritos por autores brasileiros, ou mesmo edições nacionais de autores estrangeiros, que tratem deste assunto. Uma honrosa exceção é o “Ligações, regiões nodais e fadiga de estruturas de aço” (QUEIROZ; VILELA, 2012), que pretende apresentar o comportamento das ligações, seus elementos e das regiões afetadas, e indicar procedimentos para análise de regiões nodais típicas, não apenas quanto aos limites de resistências, mas também da avaliação da rigidez e capacidade de rotação. Restam capítulos que tratam sobre o tema em livros que versam sobre o dimensionamento de estruturas de aço, porém sem receber a atenção que a complexidade do tema demanda.

2.3 ARTIGOS, TESES E DISSERTAÇÕES

A aplicação de ligações com chapas de topo teve início na década de 1960, com base em estudos que haviam sido desenvolvidos ainda nos anos 50 (MURRAY; SHOEMAKER, 2003). Modernamente, o tema vem recebendo atenção, com várias dissertações, teses e artigos publicados, sendo que alguns destes são mencionados na sequência.

KUKRETI *et al.* (1987) desenvolveram uma equação que caracteriza a relação momento-rotação de uma ligação com chapa de topo não-estendida. Esta formulação foi construída a partir da análise paramétrica dos resultados obtidos de modelos numéricos em elementos finitos validados por ensaios experimentais. MOHAMADI-SHOOREH *and* MOFID (2008) também estudaram o comportamento de emendas com chapa de topo não estendida, realizando análise paramétrica para formular uma equação de previsão da rigidez inicial destas ligações. Uma relação momento-rotação para ligações com chapa de topo estendida foi formulada ainda por MOHAMADI-SHOORE *and* MOFID (2011).

KUKRETI *et al.* (1990) desenvolveram formulações e uma metodologia de dimensionamento de ligações com chapa de topo estendida, a partir de análise paramétrica empregando modelos em elementos finitos. Os modelos e a própria metodologia de projeto foram validadas por ensaios experimentais.

RIBEIRO *et al.* (1991) desenvolveram modelos numéricos em elementos finitos, utilizando o programa comercial ABAQUS, e realizaram ensaios para validação dos resultados de ligações viga pilar com chapa de topo submetida a solicitações dinâmicas.

SHI, CHAN *and* WONG (1996) propuseram procedimentos analíticos para a determinação da relação momento-rotação de ligações viga-pilar com chapa de topo estendida ou não-estendida. A caracterização do comportamento da ligação é dada a partir do comportamento dos componentes das zonas de tração, compressão e cisalhamento.

BURSI *and* JASPART (1997a, 1997b, 1998) desenvolveram estudos sobre a análise de ligações parafusadas, apresentando formas de validação dos modelos através da análise dos mecanismos de falha de T-Stubs, além de considerações quanto a calibração dos parâmetros dos elementos, quanto às opções de processamento, assim como simplificações de modelo e condições de contorno comumente adotadas. Todas as considerações são confrontadas com resultados experimentais.

MAGGI (2000, 2004) estudou na sua dissertação o comportamento estrutural de ligações com chapas de topo, confrontando métodos existentes de classificação, análise e dimensionamento. Foram desenvolvidos modelos numéricos e experimentais, com especial enfoque na rigidez das ligações. Esse estudo teve sequência na tese de doutorado, onde discutiu o comportamento da chapa de topo e dos parafusos na determinação da capacidade resistente das ligações. Utilizando o programa ANSYS, desenvolveu modelos tridimensionais de ligações com chapa estendida e duplo "T", que tiveram seus resultados confrontados com modelos experimentais e com os modos de falha indicados pelo EUROCODE 3, concluindo que esses modos não representam satisfatoriamente o comportamento das ligações analisadas.

ALVARENGA (2010) desenvolveu estudos em ligações com chapa de topo submetidas à momento fletor e esforços axiais. A partir de resultados obtidos em ensaios, propõe um modelo mecânico para ser usado na avaliação das propriedades da ligação: resistência à flexão, rigidez inicial e capacidade de rotação. SANTIAGO *et al.* (2007) também se deteve na análise dos efeitos de solicitações axiais impostas a ligações viga-pilar, empregando o método dos elementos finitos no programa LUSAS. Neste mesmo sentido, tem-se o trabalho de GHASSEMIEH *et al.* (2014), que concluíram que a presença de solicitações axiais podem causar mudanças nos modos de falha das conexões.

DÍAZ et al., (2011) estudaram o comportamento de ligações viga-coluna com chapa de topo estendida utilizando o método de elementos finitos (MEF) com o programa ANSYS. Os modelos, desenvolvidos empregando os elementos SOLID185, CONTA173/TARGE170 e PRETS179, foram calibrados e validados com resultados experimentais de outros autores e com os modelos propostos no Eurocode 3.

FERAREZ, MARTIN *and* PRAVIA (2013) apresentaram uma comparação entre resultados obtidos a partir de ensaio experimental e de modelo numérico não-linear em elementos finitos.

HANTOUCHE et al., (2015) estudaram modelos de plastificação de T-Stubs de chapas grossas, empregando modelos numéricos desenvolvidos através do MEF e resultados experimentais, e propôs um novo procedimento de verificação levando em conta a plastificação parcial da chapa.

3 ANÁLISE ANALÍTICA

Neste capítulo são abordados os principais métodos analíticos disponíveis para a verificação de ligações flangeadas, submetidas à flexão em torno do eixo principal de inércia, disponíveis no manual AISC *Design Guide 16 – Flush and Extend Multiple-Row Moment End-Plate Connections* (MURRAY; SHOEMAKER, 2003) e no Eurocode 3 – Design of steel structures, Part 1-8: Design of joints.

3.1 EUROCODE 3 – PART 1-8

O EN 1993-1-8:2005: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints indica, do capítulo “Bases de Projeto”, que pode ser empregada análise elástica ou elasto-plástica no dimensionamento e ainda que a resistência da ligação é determinada com base na resistência individual dos seus componentes básicos. A determinação da resistência dos elementos pode se valer das formulações disponíveis nos capítulos “Ligações com parafusos, rebites ou pinos” e “Ligações soldadas”. Já a análise das ligações deve atender as recomendações do capítulo “Análise, classificação e modelagem”.

As propriedades estruturais de ligações flangeadas em perfis H e I podem ser obtidas com base nos métodos de cálculo propostos no capítulo “Ligações estruturais de perfis H e I”, baseados numa hipótese de distribuição dos esforços típica de pórticos planos.

3.1.1 Classificação das ligações segundo o EUROCODE 3

Embora o impacto do comportamento das ligações deva, como regra geral, ser levado em conta na análise global da estrutura, pode ser desprezado quando é suficientemente reduzido. A consideração do efeito de uma ligação na estrutura está associada ao emprego de três modelos simplificados:

- a) Articulada: pode-se considerar que a ligação não transmite momentos fletores;
- b) Contínua: pode-se admitir que o comportamento da ligação não tem qualquer efeito na análise global da estrutura;
- c) Semicontínua: o comportamento da ligação tem de ser levado em consideração na análise estrutural.

O Eurocode sintetiza a classificação em função do método de análise global da ligação, como reproduzido na Tabela 1.

Tabela 1 - Quadro representativo dos tipos de modelos de ligações

Método de análise global	Classificação da ligação		
	Articulada	Contínua	Semicontínua
Elástica	Nominalmente articulada	Rígida	Semirrígida
Rígido-plástica	Nominalmente articulada	Resistência total	Resistência parcial
Elasto-plástica	Nominalmente articulada	Rígida e resistência total	Semirrígida e resistência parcial Semirrígida e resistência total Rígida e resistência parcial

Para a análise global elástica, portanto, as ligações serão classificadas em função da rigidez, para a rígido-plástica em função da resistência e para a elasto-plástica em função da rigidez e da resistência:

a) Classificação segundo a rigidez,

- Ligações nominalmente articuladas: não deverão possuir continuidade à rotação que possa afetar de modo desfavorável a estrutura ou seus elementos. Deverão ser capazes de sofrer as rotações resultantes das ações de cálculo;
- Ligações rígidas: deverão possuir rigidez suficiente para justificar uma análise baseada na continuidade total;
- Ligações semirrígidas: ligações com comportamento que não atende aos requisitos das ligações nominalmente articuladas nem tampouco das rígidas.

b) Limites de classificação segundo a rigidez,

As ligações são classificadas em função da rigidez à rotação através da comparação da rigidez à rotação inicial ($S_{j,ini}$) com os limites de classificação indicados na Figura 4.

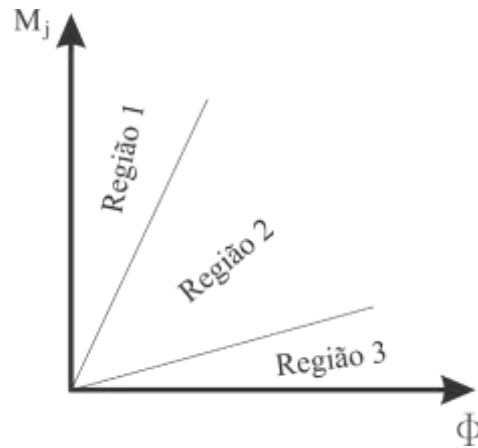


Figura 4 – Classificação das ligações segundo a rigidez

As regiões representadas na Figura 4 são delimitadas pelos seguintes critérios:

- Região 1:

$$S_{j,ini} \geq k_b EI_b / L_b \quad (1)$$

em que:

$k_b = 8$ para pórticos em que o Sistema de contraventamento reduz o deslocamento em pelo menos 80%;

$k_b = 25$ para outros pórticos, desde que em todos os pisos $K_b/K_c \leq 0,1$ (para $K_b/K_c > 0,1$ considerar ligação como semirrígidas);

K_b valor médio de I_b/L_b para todas as vigas do nível acima desse andar;

K_c valor médio de I_c/L_c para todas as colunas desse andar;

I_b é o momento de inércia da seção da viga;

I_c é o momento de inércia da seção da coluna;

L_b é o vão de uma viga (entre eixos das colunas);

L_c é o entrepiso de uma coluna.

- Região 2: Todas as ligações nesta região deverão ser classificadas como semirrígidas.
- Região 3:

$$S_{j,ini} \leq 0,5 EI_b / L_b \quad (2)$$

As ligações nas regiões 1 e 3 poderão ser tratadas como semirrígidas, a critério do projetista.

- c) Classificação segundo a resistência,

A classificação se dá a partir da comparação do momento resistente da ligação

($M_{j,Rd}$) e os valores dos momentos resistentes das seções adjacentes dos elementos conectados.

- Ligações nominalmente articuladas: deverão ser capazes de transmitir os esforços e permitir as rotações resultantes das solicitações, sem que surjam momentos significativos. O valor de cálculo do momento resistente da ligação, não pode ser superior a 0,25 vezes o valor de cálculo do momento resistente requerido para uma ligação de resistência total.
- Ligações de resistência total: o valor de cálculo da resistência da ligação deverá ser igual ou superior ao dos elementos conectados.

Para uma viga no topo de uma coluna, deve satisfazer

$$M_{j,Rd} \geq M_{b,pl,Rd} \quad (3)$$

ou

$$M_{j,Rd} \geq M_{c,pl,Rd} \quad (4)$$

Para uma viga chegando em um nível intermediário da coluna, deve satisfazer

$$M_{j,Rd} \geq M_{b,pl,Rd} \quad (5)$$

ou

$$M_{j,Rd} \geq 2M_{c,pl,Rd} \quad (6)$$

onde:

$M_{b,pl,Rd}$ é o valor de cálculo do momento plástico resistente de uma viga;

$M_{c,pl,Rd}$ é o valor de cálculo do momento plástico resistente de uma coluna.

- Ligações de resistência parcial: as ligações que não satisfazem as condições requeridas para serem classificadas como de resistência total ou nominalmente articulada deverão ser classificadas como de resistência parcial.

3.1.2 Momento resistente de ligações flangeadas

O dimensionamento de ligações flangeadas viga-coluna e emendas de perfis laminados H e I deverá satisfazer

$$\frac{M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} \leq 1,0 \quad (7)$$

Caso o esforço axial ($N_{j,Ed}$) exceda 5% do valor de cálculo da resistência plástica ($N_{pl,Rd}$), pode-se utilizar, conservativamente, a expressão:

$$\frac{M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} + \frac{N_{j,Ed}}{N_{j,Rd}} \leq 1,0 \quad (8)$$

em que:

$M_{j,Ed}$ é o momento aplicado à ligação;

$M_{j,Rd}$ é o valor de cálculo do momento resistente da ligação, admitindo a ausência de qualquer esforço axial;

$N_{j,Rd}$ é o valor de cálculo do esforço normal resistente da ligação, admitindo a ausência de qualquer momento aplicado.

O valor de cálculo do momento resistente de uma ligação viga coluna pode ser determinado a partir de:

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r F_{tr,Rd} \quad (9)$$

onde:

$F_{tr,Rd}$ é o valor de cálculo da resistência à tração da linha de parafusos r ;

h_r é a distância entre a linha de parafusos r e o centro de compressão;

r é o número da linha de parafusos, sendo que as linhas de parafusos são numeradas com início na linha mais afastada do centro de compressão.

No caso dos modelos de ligação em estudo, admite-se que o centro de compressão está alinhado com o centro da mesa inferior comprimida da viga.

O valor de $F_{tr,Rd}$, para cada linha de parafusos r , é determinado a partir da resistência dos seus componentes básicos, sendo necessário satisfazer as seguintes condições:

a) Considerando uma linha de parafusos isolada, $F_{tr,Rd}$ é o menor dos valores de resistência dos seguintes componentes básicos:

- alma da coluna sujeita à tração;
- mesa da coluna sob flexão;
- chapa de topo sujeita à flexão;
- alma da viga sujeita à tração;
- deve-se reduzir o valor de $F_{tr,Rd}$, de uma linha r qualquer, caso a soma das resistências de cada linha até r exceda o valor da resistência do grupo de linhas de 1 a r como um todo.

b) Deve-se reduzir o valor de $F_{tr,Rd}$, de uma linha r qualquer, caso a soma das resistências de cada linha até r viole alguma das seguintes condições:

- $\sum F_{t,Rd} \leq V_{wp,Rd} / \beta$
- $\sum F_{t,Rd} \leq \text{menor valor entre } \begin{cases} F_{c,wc,Rd} \\ F_{c,fb,Rd} \end{cases}$

em que:

$V_{wp,Rd}$ é o valor de cálculo da resistência plástica ao esforço cortante de um painel de alma de coluna não reforçado;

β é um parâmetro de transformação informado na Figura 5;

$F_{c,wc,Rd}$ é o valor de cálculo da resistência à compressão da alma da coluna;

$F_{c,fb,Rd}$ é o valor de cálculo da resistência da mesa e da alma da viga à compressão.

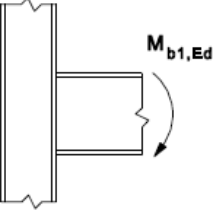
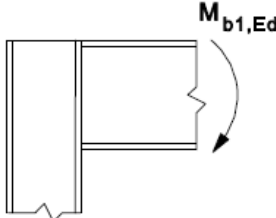
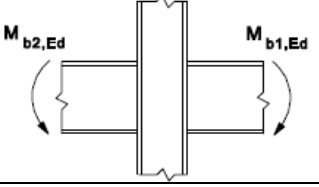
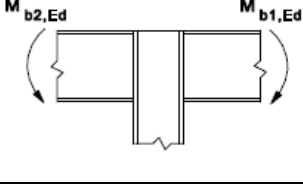
Configuração da ligação		Ação	Valor de β
		$M_{b1,Ed}$	≈ 1
		$M_{b1,Ed} = M_{b2,Ed}$	0*
		$M_{b1,Ed}/M_{b2,Ed} > 0$	≈ 1
		$M_{b1,Ed}/M_{b2,Ed} < 0$	≈ 2
		$M_{b1,Ed} + M_{b2,Ed} = 0$	≈ 2
*Neste caso, o valor de β é o valor exato e não um valor aproximado			

Figura 5 - Quadro de valores para o parâmetro de transformação β

O Eurocode 3 fornece ainda uma alternativa para obtenção de valores mais precisos de β , baseados nos valores dos momentos nas vigas.

- c) Deve se reduzir o valor de $F_{tr,Rd}$, de uma linha r qualquer, para garantir que as seguintes situações não ocorram concomitantemente:

$$F_{tx,Rd} > 1,9F_{tr,Rd} \quad (10)$$

e

$$F_{tr,Rd} > F_{tx,Rd} h_r / h_x \quad (11)$$

x é a linha de parafusos mais afastada do centro de compressão cujo valor de cálculo da resistência à tração é superior a $1,9F_{tr,Rd}$;

h_x é a distância entre a linha de parafusos x e o centro de compressão;

h_r é a distância entre a linha de parafusos r e o centro de compressão;

O método descrito pode ser aplicado às emendas flangeadas de uma viga, omitindo os aspectos que se referem à coluna.

3.1.2.1 Resistência à tração da alma da coluna

O valor de cálculo da resistência à tração transversal da alma de uma coluna, não reforçada, é dado pela seguinte expressão:

$$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega b_{eff,t,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \quad (12)$$

em que:

$b_{eff,t,wc}$ é a largura efetiva da alma tracionada, considerada igual ao comprimento efetivo da peça T equivalente que representa a mesa da coluna;

ω é um coeficiente de redução para ter em conta a interação com o esforço de corte no painel de alma da coluna, obtido na Figura 6;

t_{wc} é a espessura da alma da coluna;

$f_{y,wc}$ é a tensão de escoamento da alma da coluna;

γ_{M0} é um coeficiente parcial de segurança. Adotar 1,0.

Parâmetro de transformação β	Coefficiente de redução ω
$0 \leq \beta \leq 0,5$	$\omega = 1$
$0,5 \leq \beta \leq 1$	$\omega = \omega_1 + 2(1 - \beta)(1 - \omega_1)$
$\beta = 1$	$\omega = \omega_1$
$1 < \beta < 2$	$\omega = \omega_1 + 2(\beta - 1)(\omega_1 - \omega_2)$
$\beta = 2$	$\omega = \omega_2$
$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,3(b_{eff,c,wc} t_{wc} / A_{vc})^2}}$	$\omega_2 = \frac{1}{\sqrt{1 + 5,2(b_{eff,c,wc} t_{wc} / A_{vc})^2}}$
A_{vc} área de corte da coluna, ver Figura 15;	
β parâmetro de transformação, ver Figura 5.	

Figura 6 - Quadro do coeficiente de redução ω para a iteração com o esforço de corte

3.1.2.2 Resistência à tração da mesa da coluna sob flexão

Os valores de cálculo da resistência e o modo de falha de uma mesa de coluna sujeita à flexão transversal, juntamente com os parafusos tracionados a ela associados, deverão ser considerados idênticos aos da mesa de uma peça T equivalente. Quando a mesa da coluna é reforçada, os grupos de linhas de parafusos de cada um dos lados do reforço deverão ser modelados como mesas de peças T equivalentes individuais, como representado na Figura 10. Esta consideração é válida para avaliar cada linha isolada de parafusos e cada grupo de linhas de parafusos que tenham que resistir à tração.

O valor de cálculo da resistência à tração de uma mesa de uma peça T ($F_{T,Rd}$) deve ser determinado a partir das formulações disponíveis no quadro da Figura 7. Nos casos em que se poderá haver o desenvolvimento de forças de alavanca, o valor de $F_{t,Rd}$ deve ser considerado igual ao menor valor dos três modos de ruptura possíveis – Modo 1, Modo 2 e Modo3. Nos

casos em que não se admite o desenvolvimento de forças de alavanca, o valor de $F_{t,Rd}$ deverá ser considerado como o menor valor entre os dois modos de ruptura possíveis.

	Possibilidade de ocorrerem forças de alavanca, ou seja, $L_b \leq L_b^*$		Sem forças de alavanca
Modo 1	Método 1	Método 2 (alternativo)	$F_{T,1-2,Rd} = \frac{2M_{pl.1,Rd}}{m}$
Sem contra-chapas	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl.1,Rd}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl.1,Rd}}{2mn - e_w(m + n)}$	
Com contra-chapas	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl.1,Rd} + 2M_{bp,Rd}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl.1,Rd} + 4nM_{bp,Rd}}{2mn - e_w(m + n)}$	
Modo 2	$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl.2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n}$		
Modo3	$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd}$		

Modo 1 – Plastificação total da mesa;
 Modo 2 – Ruptura dos parafusos com plastificação da mesa;
 Modo 3 – Ruptura dos parafusos;
 L_b – Comprimento do parafuso sujeito a alongamento, considerado igual ao comprimento (espessura total do material e arruelas), adicionado a metade da soma da altura da cabeça do parafuso e da porca;
 $L_b^* = \frac{8,8m^3 A_s n_b}{\sum l_{eff,1} t_f^3}$;
 $F_{T,Rd}$ – Valor de cálculo da resistência à tração de um banzo de uma peça em T;
 Q – Força de alavanca;
 $M_{pl.1,Rd} = 0,25 \sum l_{eff,1} t_f^2 f_y / \gamma_{M0}$;
 $M_{pl.2,Rd} = 0,25 \sum l_{eff,2} t_f^2 f_y / \gamma_{M0}$;
 $M_{bp,Rd} = 0,25 \sum l_{eff,1} t_{bp}^2 f_{y,bp} / \gamma_{M0}$;
 $n = e_{min}$ mas $n \leq 1,25m$;
 $F_{t,Rd}$ – Valor de cálculo da resistência à tração de um parafuso;
 n_b – Número de linhas de parafusos (com dois parafusos em cada linha);
 $\sum F_{t,Rd}$ – Valor total de $F_{t,Rd}$ para todos os parafusos de uma peça T;
 $\sum l_{eff,1}$ – Valor total de $\sum l_{eff}$ para o modo 1;
 $\sum l_{eff,2}$ – Valor total de $\sum l_{eff}$ para o modo 2;
 e_{min}, m e t_f – Representados na Figura 8;
 $f_{y,bp}$ – Tensão de escoamento das contrachapas;
 t_{bp} – Espessura das contrachapas;
 $e_w = d_w/4$;
 d_w – Diâmetro da arruela, ou diâmetro dos círculos circunscritos na cabeça do parafuso ou na porca, conforme o caso.

a) Em ligações parafusadas viga-coluna ou emendas de vigas, poderá admitir-se a ocorrência de forças de alavanca;
 b) No método 2, admite-se que a força aplicada à mesa de uma peça em T por um parafuso está uniformemente distribuída sob a arruela, ou sob a cabeça do parafuso ou sob a porca, conforme o caso, em vez de concentrada ao nível do eixo do parafuso. Esta hipótese conduz a um valor mais elevado para o modo 1, mas deixa inalterados os valores de $F_{T,1-2,Rd}$ e os modos 2 e 3.

Figura 7 - Valor de cálculo da resistência do banzo de uma peça T

O valor de cálculo da resistência à tração de um parafuso, é dado por:

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} \quad (13)$$

em que:

k_2 vale 0,9 para parafusos não embutidos nos elementos ligados;

A_s é a área da seção resistente do parafuso;

f_{ub} é o valor da tensão última resistente à tração;

γ_{M2} é um coeficiente parcial de segurança cujo valor recomendado é 1,25.

A Figura 8 fornece as indicações para obtenção de e_{min} , m e t_f , que são empregados no cálculo da resistência do banzo de uma peça T.

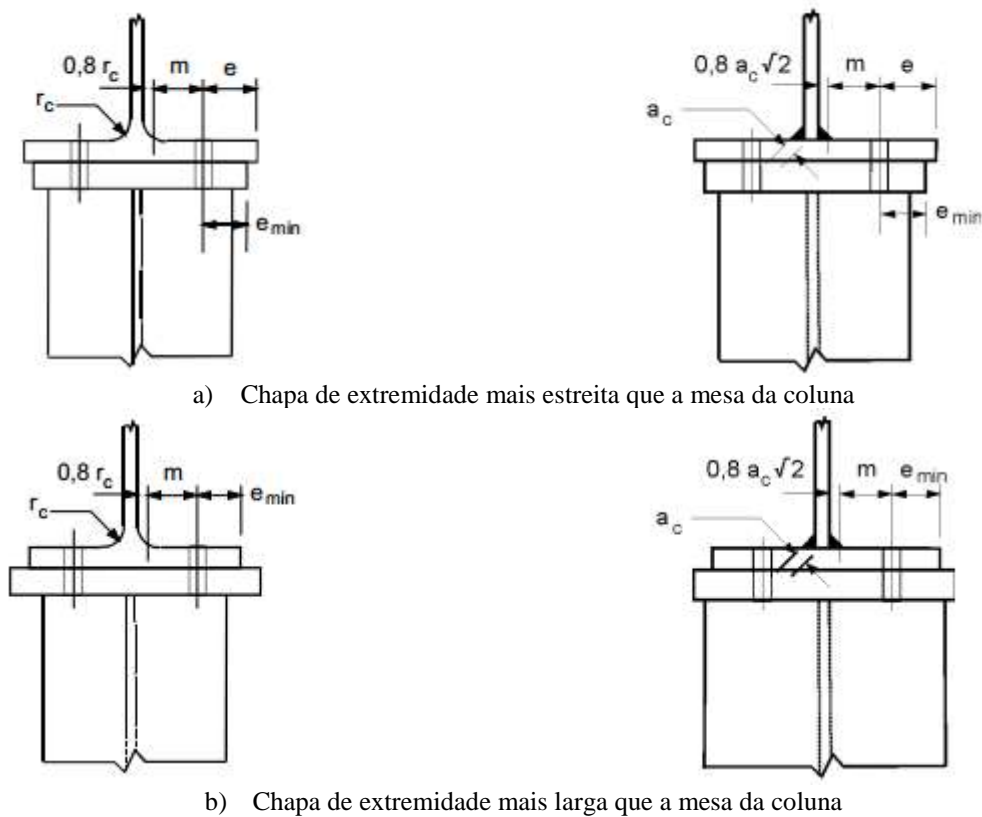


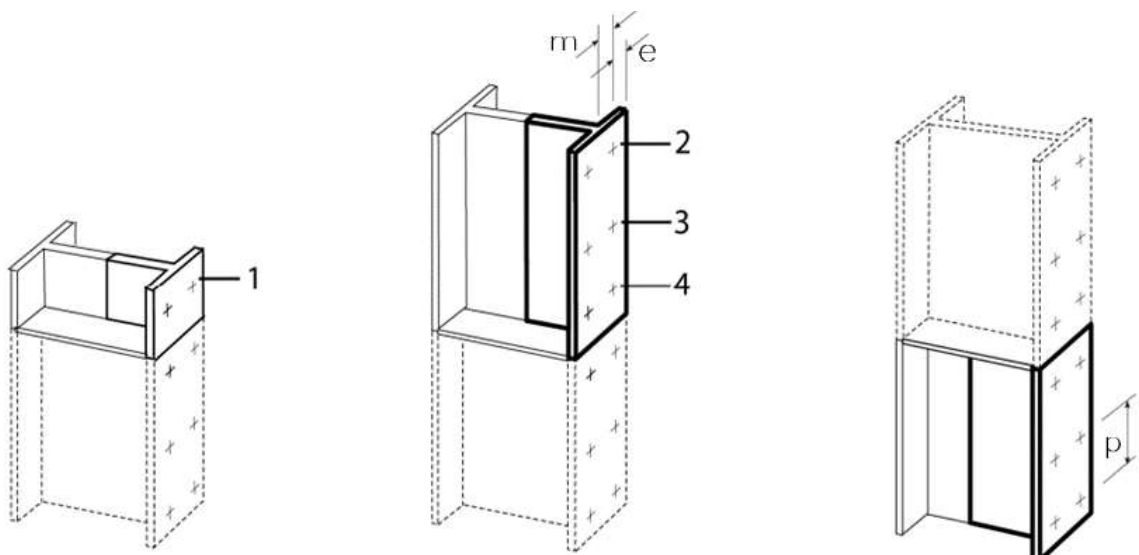
Figura 8 - Definições de e , e_{min} , r_c e m

A determinação dos comprimentos efetivos do T equivalente de uma mesa não reforçada deve seguir as indicações do quadro da Figura 9.

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos considerada como parte de um grupo de linhas	
	Com trechos circulares $l_{eff,cp}$	Sem trechos circulares $l_{eff,nc}$	Com trechos circulares $l_{eff,cp}$	Sem trechos circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos interior	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$2p$	p
Linha de parafusos de extremidade	O menos dos valores: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	O menos dos valores: $4m + 1,25e$ $2m + 0,625e + e_1$	O menos dos valores: $\pi m + p$ $2e_1 + p$	O menos dos valores: $2m + 0,625e + 0,5p$ $e_1 + 0,5p$
Modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	
e_1 é a distância entre os centros dos parafusos da última linha e a extremidade adjacente livre da mesa da coluna, medida na direção do eixo da coluna				

Figura 9 - Quadro dos comprimentos efetivos para a mesa não reforçada de uma coluna

A determinação dos comprimentos efetivos do T equivalente de uma mesa reforçada, representada na Figura 10, deve ser seguir as indicações do quadro da Figura 11.



Legenda:

- 1 – Linha de parafusos de extremidade adjacentes a um reforço
- 2 – Linha de parafusos de extremidade
- 3 – Linha de parafusos interior
- 4 – Linha de parafusos adjacentes a um reforço

Figura 10 - Representação de uma mesa de coluna reforçada

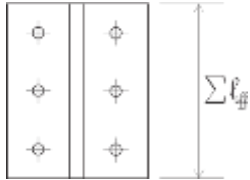
Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos considerada como parte de um grupo de linhas	
	Com trechos circulares $l_{eff,cp}$	Sem trechos circulares $l_{eff,nc}$	Com trechos circulares $l_{eff,cp}$	Sem trechos circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos adjacente a um reforço	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$\alpha m + p$	$0,5p + \alpha m - (2m + 0,625e)$
Outra linha de parafusos interior	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$2p$	p
Outra linha de parafusos de extremidade	O menor dos valores: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	O menor dos valores: $4m + 1,25e$ $2m + 0,625e + e_1$	O menor dos valores: $\pi m + p$ $2e_1 + p$	O menor dos valores: $2m + 0,625e + 0,5p$ $e_1 + 0,5p$
Linha de parafusos de extremidade adjacente a um reforço	O menor dos valores: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	$e_1 + \alpha m - (2m + 0,625e)$	Não aplicável	Não aplicável
Modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	
α deverá ser obtido na Figura 12 e_1 é a distância entre os centros dos parafusos da última linha e a extremidade adjacente livre da mesa da coluna, medida na direção do eixo da coluna				

Figura 11 - Quadro dos comprimentos efetivos para a mesa reforçada de uma coluna

O parâmetro α , necessário para a obtenção dos comprimentos efetivos para uma mesa reforçada, é obtido no gráfico apresentado na Figura 12.

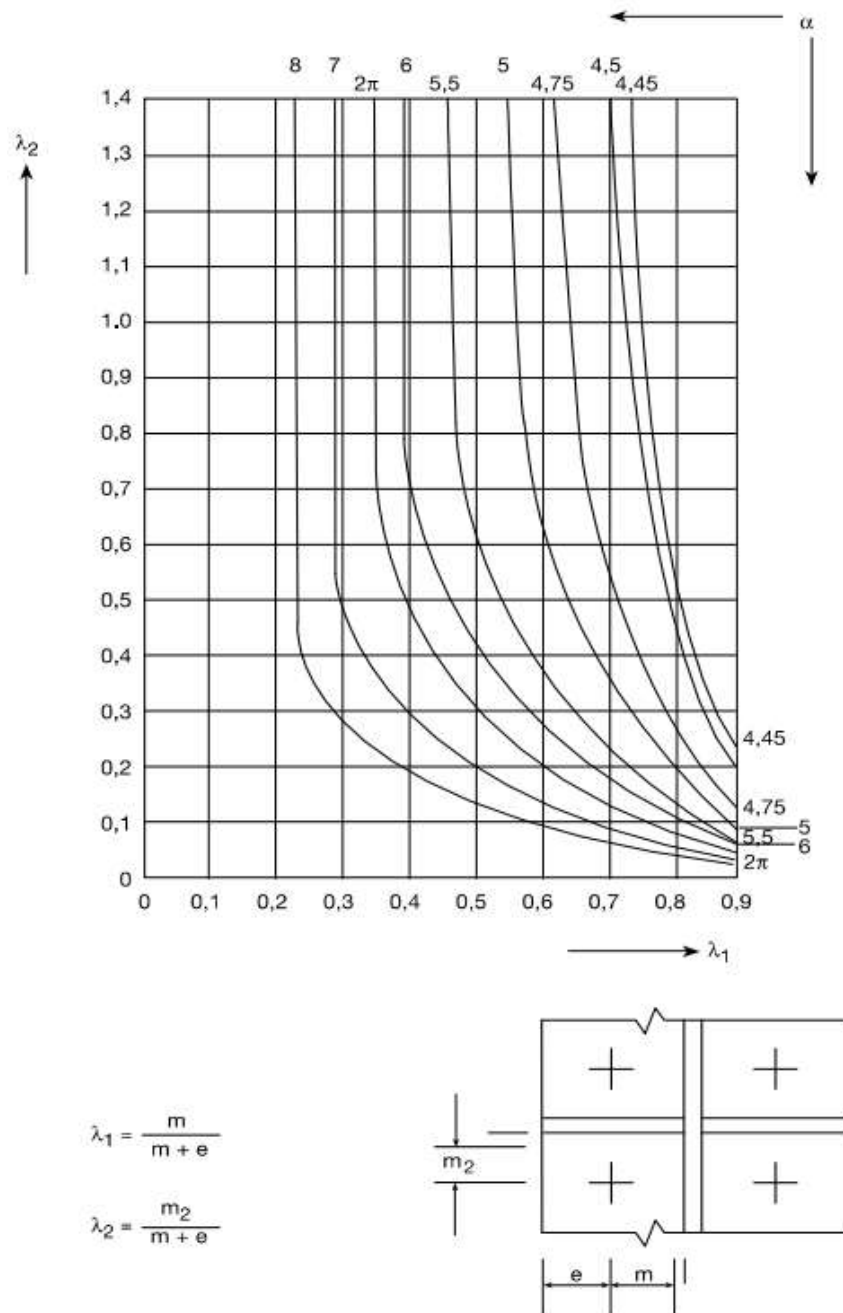


Figura 12 - Valores de α para mesas reforçadas de colunas e para chapas de extremidade

3.1.2.3 Resistência à tração da chapa de topo sujeita à flexão

O valor da resistência à tração deve ser obtido através da analogia com uma peça T equivalente, empregando a formulação disponível na Figura 7, para cada linha isolada de parafusos e para cada grupo de linhas de parafusos que resistam ao esforço de tração. Nos casos em que se pode haver o desenvolvimento de forças de alavanca, o valor de $F_{t,Rd}$ a deve ser considerado igual ao menor valor dos três modos de ruptura possíveis – Modo 1, Modo 2 e Modo3. Nos casos em que não se admite o desenvolvimento de forças de alavanca, o valor de $F_{t,Rd}$ deverá ser considerado como o menor valor entre os dois modos de ruptura possíveis.

Os grupos de linhas de parafusos situados em cada um dos lados de qualquer reforço ligado a chapa de extremidade devem ser tratados como peças T equivalentes separadas. Nas chapas de extremidade estendidas, a linha de parafusos na parte externa também deverá ser tratada como uma peça em T equivalente distinta, ver a Figura 13. O valor de cálculo da resistência e o modo de falha devem ser determinados separadamente para cada peça em T equivalente.

As dimensões e_{min} e m devem ser obtidas com base nas indicações da Figura 8. Para a parte estendida da chapa de extremidade, e_{min} deverá ser considerado igual a e_x e m igual a m_x , estes valores podem ser obtidos com base na Figura 13.

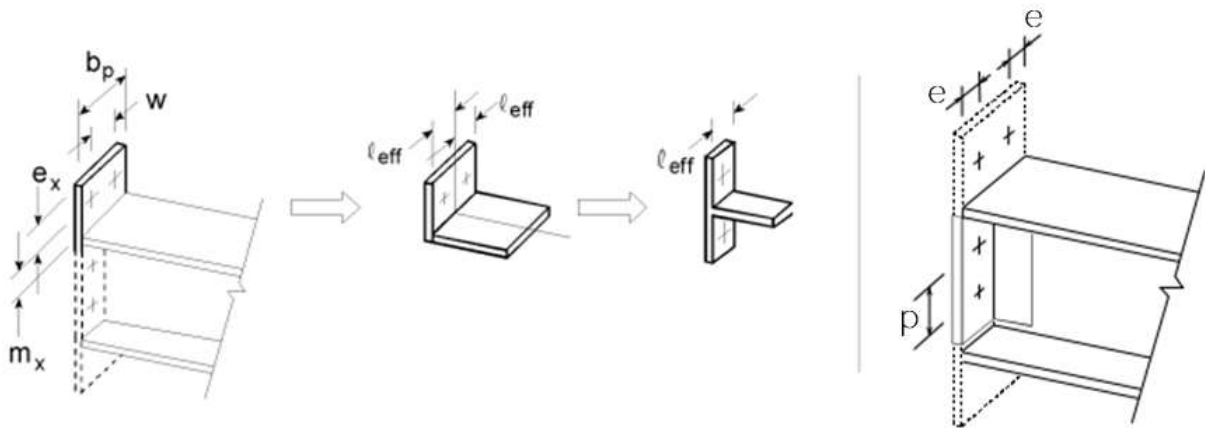


Figura 13 - Modelagem de chapa de extremidade estendida como peças T separadas

O comprimento efetivo do banzo de uma peça em T equivalente, deverá ser determinado de acordo utilizando os valores indicados com base no quadro da Figura 14, para cada linha de parafusos.

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos considerada como parte de um grupo de linhas	
	Com trechos circulares $l_{eff,cp}$	Sem trechos circulares $l_{eff,nc}$	Com trechos circulares $l_{eff,cp}$	Sem trechos circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos na parte externa à mesa tracionada	O menor dos valores: $2\pi m_x$ $\pi m_x + w$ $\pi m_x + 2e$	O menor dos valores: $4m_x + 1,25e_x$ $e + 2m_x + 0,625e_x$ $0,5b_p$ $0,5w + 2m_x + 0,625e_x$	–	–
Primeira linha de parafusos sob a mesa tracionada	$2\pi m$	αm	$\pi m + p$	$0,5p + \alpha m - (2m + 0,625e)$
Outra linha de parafusos interior	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$2p$	$2p$
Outra linha de parafusos de extremidade	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$\pi m + p$	$2m + 0,625e + 0,5p$
Modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	
α deverá ser obtido na Figura 12				

Figura 14 - Quadro dos comprimentos efetivos de uma chapa de extremidade

3.1.2.4 Resistência à tração da alma da viga

Em uma ligação flangeada, o valor de cálculo da resistência à tração da alma da viga deverá ser obtido pela seguinte expressão:

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M0}} \quad (14)$$

em que:

t_{wb} é a espessura da alma da viga;

$f_{y,wb}$ é a tensão de escoamento da alma da viga;

γ_{M0} é um coeficiente parcial de segurança. Adotar 1,0;

$b_{eff,t,wb}$ é a largura efetiva da alma tracionada da viga. Deve ser considerada igual ao comprimento efetivo da peça T equivalente que representa a chapa de extremidade, obtido com base na secção 0, para uma única linha de parafusos ou para um grupo de parafusos.

3.1.2.5 Resistência plástica ao esforço cortante de um painel de alma de coluna não reforçado

Para uma ligação com viga em apenas um lado da coluna, ou com vigas de altura similar em ambos os lados, o valor de cálculo da resistência plástica ao esforço cortante de um painel de alma não reforçado é dado pela seguinte expressão:

$$V_{wp,Rd} = \frac{0,9f_{y,wc}A_{vc}}{\sqrt{3}\gamma_{M0}} \quad (15)$$

em que:

A_{vc} é a área de corte da coluna;

$f_{y,wc}$ é a tensão de escoamento da alma da coluna;

γ_{M0} é um coeficiente parcial de segurança. Adotar 1,0.

A área resistente ao corte na coluna pode ser obtida pelas formulações disponíveis no quadro da Figura 15.

Seções I ou H laminadas	$A_{vc} = A - 2bt_f + (t_w + 2r)t_f \geq \eta h_w t_w$
Seções I ou H soldadas	$A_{vc} = \eta h_w t_w$
<p>A área da seção transversal; b largura total; t_f espessura das mesas; h_w altura da alma; t_w espessura da alma (se não for constantes, adotar a mínima); r raio de concordâncias; η ver o Eurocode 3 – Part 1-5. Pode ser adotado o valor 1, conservativamente.</p>	

Figura 15 - Quadro da área ao corte de colunas

3.1.2.6 Resistência à compressão transversal da alma da coluna

O valor de cálculo da resistência da alma não reforçada de uma coluna solicitada a uma compressão transversal deverá ser determinado com base na seguinte expressão:

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \leq \frac{\omega k_{wc} \rho b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M1}} \quad (16)$$

em que:

ω é o coeficiente de redução para ter em conta os eventuais efeitos de interação com o esforço de corte no painel de alma da coluna, de acordo com o quadro da Figura 6;

$b_{eff,c,wc}$ é a largura efetiva da alma comprimida da coluna;

k_{wc} é um coeficiente definido por $\sigma_{com,Ed} \leq 0,7f_{y,wc} \rightarrow k_{wc} = 1$ e que $\sigma_{com,Ed} > 0,7f_{y,wc} \rightarrow k_{wc} = 1,7 - \sigma_{com,Ed}/f_{y,wc}$. Em geral, vale 1 e pode, portanto, ser omitido nos cálculos preliminares quanto $\sigma_{com,Ed}$ é desconhecido;

$\sigma_{com,Ed}$ é a tensão de compressão longitudinal máxima na alma;

$f_{y,wc}$ é a tensão de escoamento da alma da coluna;

t_{wc} é a espessura da alma da coluna;

γ_{M0} é um coeficiente parcial de segurança. Adotar 1,0;

ρ é um coeficiente de redução para a flambagem da chapa $\bar{\lambda}_p \leq 0,72 \rightarrow \rho = 1$ e que $\bar{\lambda}_p > 0,72 \rightarrow \rho = (\bar{\lambda}_p - 0,2)/\bar{\lambda}_p^2$;

$\bar{\lambda}_p$ é a esbeltez da chapa.

A esbeltez da chapa é dada pela seguinte expressão:

$$\bar{\lambda}_p = 0,932 \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} d_{wc} f_{y,wc}}{E t_{wc}^2}} \quad (17)$$

em que:

para uma coluna em perfil laminado I ou H: $d_{wc} = h_c - 2(t_{fc} + r_c)$

para uma coluna em perfil soldado I ou H: $d_{wc} = h_c - 2(t_{fc} + \sqrt{2}a_c)$

E é o módulo de elasticidade transversal;

t_{fc} é a espessura da mesa da coluna;

r_c é o raio de concordâncias para o perfil da coluna;

a_c é a espessura da solda entre a alma e a mesa do perfil da coluna;

A largura efetiva da alma comprimida da coluna, para uma ligação parafusada com chapa de extremidade, é dada pela seguinte expressão:

$$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_p + 5(t_{fc} + s) + s_p \quad (18)$$

em que:

s_p é o comprimento obtido por difusão a 45° na chapa de extremidade (no mínimo t_p e, desde que o comprimento da chapa de extremidade para além da mesa seja suficiente, até $2t_p$);

3.1.2.7 Resistência da mesa e da alma da viga à compressão

Admite-se que a resultante de cálculo das resistências à compressão da mesa e da zona comprimida da alma da viga atuam no nível do centro da mesa comprimida. O valor de cálculo da resistência é determinado por:

$$F_{c,fb,Rd} = \frac{M_{c,Rd}}{h - t_{fb}} \quad (19)$$

em que:

h é a altura da viga;

$M_{c,Rd}$ é o valor de cálculo do momento resistente da seção transversal da viga reduzido, se necessário, para levar em conta o esforço de cisalhamento, determinado segundo o Eurocode 3 – Part 1-1;

t_{fb} é a espessura da mesa comprimida.

3.2 AISC DESIGN GUIDE 16

O AISC *Design Guide* 16 fornece procedimentos para o dimensionamento de ligações flangeadas, tipicamente empregadas em pórticos de alma cheia de edifícios industriais, com disposições usuais de parafusos e enrijecedores. São previstos nove modelos de ligações: quatro com parafusos à tração internos às mesas da viga, apresentados na Figura 16, e cinco modelos com a chapa de topo estendida e uma linha de parafusos posicionada além do limite da mesa tracionada, na Figura 17.

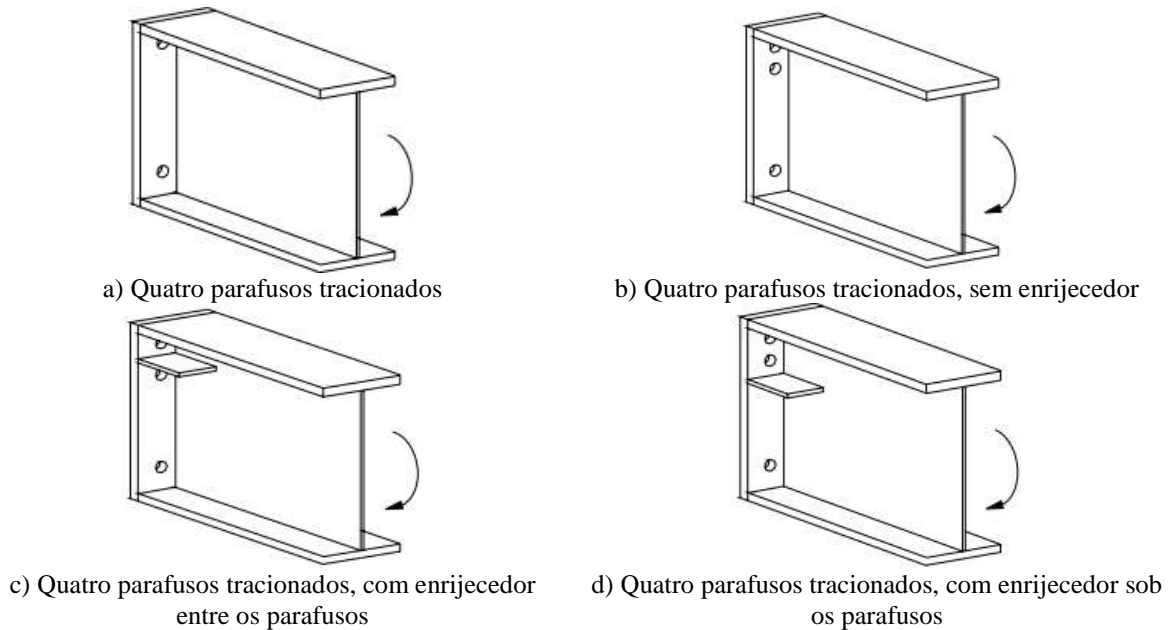


Figura 16 - Modelos de ligações com chapa de topo não-estendida

Este *Design Guide* se baseia em uma série de trabalhos realizados na University of Oklahoma e no Virginia Polytechnic Institute, orientados pelo Professor T. M. Murray, com o objetivo de unificar e melhorar os métodos precedentes de verificação de ligações com chapa de topo. Dentre os estudos que serviram de referência, destaca-se o de Kennedy, *et al.* (1981) *apud* Murray *and* Shoemaker (2003) que refinou o método de análise com peças T equivalentes, incluindo a determinação das forças de alavanca nos parafusos através da teoria das linhas elásticas e da formação de rótulas plásticas. Kennedy, *et al.* caracterizaram o comportamento da peça T equivalente que representa a chapa de topo em três níveis: no primeiro, com baixo carregamento, não há a formação de rótulas plásticas e as forças de alavanca são desprezíveis – a chapa é considerada “grossa”. No segundo nível, inicia a formação de rótulas plásticas devido à plastificação das mesas da peça T equivalente, e o efeito alavanca começa a impor forças adicionais aos parafusos – a chapa neste nível é chamada “intermediária”. Já o terceiro estágio, onde a chapa é considerada “fina” e a força nos parafusos devido ao efeito alavanca atinge o valor máximo, inicia quando surgem rótulas plásticas junto aos parafusos.

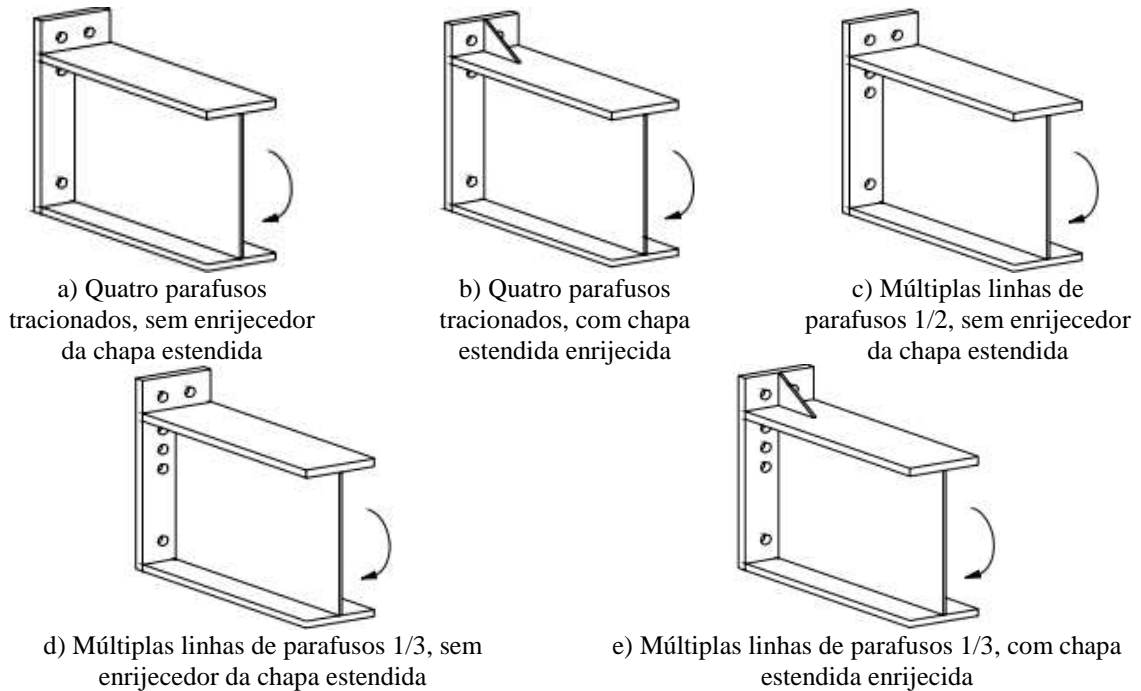


Figura 17 - Ligações com chapa de topo estendida

3.2.1 Procedimentos de cálculo

As ligações de chapa de topo podem ser classificadas, quanto à relação momento-rotação, em três tipos:

- Ligações Tipo 1 ou Rígidas (FR), capazes de absorver 90% ou mais do momento de engaste perfeito da viga e restringir rotações superiores à 10% das obtidas no nó, considerando a viga simplesmente apoiada;
- Ligações Tipo 2 não devem absorver mais de 20% do momento de engaste perfeito da viga e devem permitir uma rotação igual ou superior à 80% das obtidas no nó quando a viga é considerada simplesmente apoiada;
- Ligações Tipo 3 ou Semirrígidas (PR) são quaisquer ligações que não se enquadram nos limites estabelecidos para os Tipos 1 e 2.

As ligações tratadas no AISC *Design Guide* 16 podem ser consideradas do Tipo 1 (FR) se o momento solicitante não superar 80% do valor de cálculo do momento resistente da ligação, para os quatro casos de ligações apenas com parafusos internos às mesas, e 100% do valor, para os cinco casos com chapa de topo estendida.

Com base em estudos de Borgsmiller *and* Murray (1995) *apud* Murray *and* Shoemaker (2003), se concluiu que a força devido ao efeito alavanca começa a atuar nos parafusos quando o

momento solicitante atinge 90% do momento resistente – $0,9M_{pl}$, são propostos dois procedimentos para a determinação do valor de cálculo do momento resistente. O Procedimento 1 dimensiona a chapa de topo para que o efeito alavanca nos parafusos seja desprezível, gerando maior espessura da chapa e menor diâmetro dos parafusos, no comparativo entre os métodos. Quando se deseja minimizar a espessura da chapa, resultando em parafusos de maior diâmetro devido ao acréscimo de solicitações devido ao efeito alavanca, deve ser adotado o Procedimento 2.

Nas formulações aplicadas nos itens 3.2.1.1 e 3.2.1.2 o valor de cálculo do momento solicitante vale:

$$M_u = 1,5M_w \quad (20)$$

em que M_w é o valor característico do momento solicitante.

3.2.1.1 Procedimento 1

Neste procedimento o dimensionamento é governado pela ruptura dos parafusos sem que haja a consideração do efeito alavanca, resultando em uma chapa relativamente espessa e parafusos de menor diâmetro.

O diâmetro requerido para os parafusos é dado por

$$d_{b,reqd} = \sqrt{\frac{2M_u}{\pi\phi F_t \sum d_n}} \quad (21)$$

em que:

$$\phi = 0,75;$$

F_t é a tensão de escoamento do material dos parafusos, em ksi;

d_n é a distância entre o centro da n-ésima linha de parafusos tracionados e o centro da mesa comprimida da viga.

Deve-se adotar um diâmetro comercial $d_b \geq d_{b,reqd}$.

A espessura requerida da chapa de topo é dada pela expressão

$$t_{p,reqd} = \sqrt{\frac{1,11\gamma_r\phi M_{np}}{\phi_b F_{py} Y}} \quad (22)$$

em que:

$$\phi_b = 0,90;$$

γ_r é um fator de modificação para atender o limite de rotação para a ligação. Adota-se 1,00 para ligações com chapa de topo estendida e 1,25 para chapa não-estendida;

F_{yp} é a tensão de escoamento da chapa;

Y é parâmetro obtido nos quadros reproduzidos no ANEXO A e no ANEXO B;

ϕM_{np} é o valor da resistência da ligação para o estado limite de ruptura dos parafusos sem efeito alavanca;

Deve-se adotar um diâmetro comercial $t_p \geq t_{p,reqd}$.

O valor de ϕM_{np} é dado pela seguinte expressão

$$\phi M_{np} = \phi [2P_t(\sum d_n)] \quad (23)$$

e a força de escoamento de um parafuso é dada por

$$P_t = \frac{\pi d_b^2 F_t}{4} \quad (24)$$

3.2.1.2 Procedimento 2

Deve-se adotar este procedimento quando haja interesse em minimizar a espessura da chapa. O dimensionamento é governado ou pelo escoamento da chapa de topo ou pela ruptura dos parafusos, considerando o efeito alavanca.

A espessura da chapa de topo é determinada por

$$t_{p,reqd} = \sqrt{\frac{\gamma_r M_u}{\phi_b F_{py} Y}} \quad (25)$$

O diâmetro do parafuso deve ser proposto pelo projetista e, com base neste valor inicial, calculada a máxima força atuante nos parafusos devido ao efeito alavanca.

Para ligações com chapa não-estendida e parafusos internos de uma ligação com chapa de topo estendida, o valor máximo para a força devido ao efeito alavanca é dado pela seguinte expressão

$$Q_{max,i} = \frac{w't_p^2}{4a_i} \sqrt{F_{py}^2 - 3 \left(\frac{F'_0}{w't_p} \right)^2} \quad (26)$$

em que,

$$w' = b_p/2 - (d_b + 1/16) \quad (27)$$

$$a_i = 3,682 \left(\frac{t_p}{d_b} \right)^3 - 0,085 \quad (28)$$

$$F'_i = \frac{t_p^2 F_{py} \left(0,85 \frac{b_p}{2} + 0,80w' \right) + \frac{\pi d_b^3 F_t}{8}}{4p_{f,i}} \quad (29)$$

Para ligações com chapa de topo não-estendida $p_{f,i} = p_f$.

Nas ligações com chapa estendida também deve ser calculado o $Q_{max,0}$, que se refere aos parafusos externos.

$$Q_{max,0} = \frac{w't_p^2}{4a_0} \sqrt{F_{py}^2 - \left(\frac{F'_0}{w't_p} \right)^2} \quad (30)$$

em que,

$$a_0 = \min \left| \begin{array}{l} 3,682 \left(\frac{t_p}{d_b} \right)^3 - 0,085 \\ p_{ext} - p_{f,0} \end{array} \right. \quad (31)$$

$$F'_0 = \frac{t_p^2 F_{py} \left(0,85 \frac{b_p}{2} + 0,80w' \right) + \frac{\pi d_b^3 F_t}{8}}{4p_{f,0}} \quad (32)$$

Caso o radical das expressões $Q_{max,i}$ ou $Q_{max,0}$ resultar em valor negativo, o dimensionamento é governado pelo escoamento da chapa devido à combinação de flexão e cisalhamento. Deve-se, então, adotar uma chapa de maior espessura.

O cálculo da resistência da ligação para o estado limite de ruptura dos parafusos, considerando o efeito alavanca, para ligações com chapa de topo não-estendidas é dado pela expressão

$$\phi M_q = \max \left\{ \begin{array}{l} \phi [2(P_t - Q_{max,i})(d_1 + d_2)] \\ \phi [2T_b(d_1 + d_2)] \end{array} \right. \quad (33)$$

Para ligações com chapa de topo estendida, deve ser adotado

$$\phi M_q = \max \left\{ \begin{array}{l} \phi [2(P_t - Q_{max,0})d_0 + 2(P_t - Q_{max,i})(d_1 + d_3) + 2T_b d_2] \\ \phi [2(P_t - Q_{max,0})d_0 + 2T_b(d_1 + d_2 + d_3)] \\ \phi [2(P_t - Q_{max,0})(d_1 + d_3) + 2T_b(d_0 + d_2)] \\ \phi [2T_b(d_0 + d_1 + d_2 + d_3)] \end{array} \right. \quad (34)$$

em que:

$$\phi = 0,75;$$

d_i é a distância entre o centro de cada linha de parafusos tracionados e o centro da mesa comprimida da viga. No caso de linhas não existentes na ligação o d_i vale zero.

T_b é o valor da tensão de pretensão aplicada aos parafusos, apresentado na Tabela 2.

Tabela 2 – Tensão mínima de pretensão (kN)

Diâmetro	Parafusos com pretensão	
	A325	A490
1/2"	53	67
5/8"	85	107
3/4"	125	156
7/8"	173	218
1"	227	285
1 1/8"	249	356
1 1/4"	316	454
1 3/8"	378	538
1 1/2"	458	658

Para parafusos A325, com aperto normal, os seguintes valores de T_b devem ser adotados:

- $d_b \leq 5/8"$ → $T_b = 75\%$ da tensão mínima de protensão;
- $d_b = 3/4"$ → $T_b = 50\%$ da tensão mínima de protensão;
- $d_b = 7/8"$ → $T_b = 37,5\%$ da tensão mínima de protensão;
- $d_b \geq 1"$ → $T_b = 25\%$ da tensão mínima de protensão.

Caso $\phi M_q < M_u$ é necessário recalcular a ligação com um parafuso de maior diâmetro definido que o inicialmente definido.

A consideração de carregamentos axiais de tração é prevista no *Design Guide* através do acréscimo de uma parcela de momento fictícia, dada por

$$M_{axial} = \frac{T_u}{2(h - t_f)} \quad (35)$$

em que:

T_u é o valor do carregamento;

h é a altura do perfil da viga;

t_f é a espessura da mesa.

4 ANÁLISE EXPERIMENTAL

Para a obtenção dos dados experimentais, foram ensaiados um total de nove corpos de prova produzidos e doados pela empresa fabricante de estruturas de aço CS Metal, de Marau-RS, divididos em três séries. Cada série corresponde a um modelo de ligação, com três corpos de prova idênticos entre si:

- a) Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE);
- b) Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE);
- c) Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE).

Os ensaios foram realizados empregando a estrutura do Laboratório de Ensaio em Sistemas Estruturais (LESE) do Centro Tecnológico de Engenharia Civil, Ambiental e Arquitetura (CETEC) da Universidade de Passo Fundo (UPF). Este capítulo apresenta a síntese dos procedimentos adotados e dos resultados obtidos, que estão detalhadamente descritos no Relatório de Ensaio (APÊNDICE B).

A execução dos ensaios foi precedida pela elaboração de um Plano de Ensaio (APÊNDICE A), quando o comportamento das vigas foi idealizado como de uma viga isostática bi-apoiada, condição que demandaria um sistema de apoio que permitisse a rotação e o deslizamento dos apoios, sendo que na primeira tentativa de ensaio foi empregado um aparelho de apoio que se aproximava dessa condição, como mostra a Figura 18. Previu-se ainda aplicação do carregamento com o auxílio de uma viga de transição, transferindo a ação do atuador hidráulico para dois pontos próximos ao terço central da viga, de forma que essa região não fosse solicitada apenas à flexão.

A configuração original se mostrou instável, com o sistema colapsando por falha no sistema de apoio e instabilidade da célula de carga. Para contornar este problema o aparelho de apoio (Figura 22) foi posto diretamente sobre chapas de aço, além disso, a viga de transição foi apoiada sobre placas de elastômero. Essas modificações, que afastaram o comportamento do idealizado como viga isostática bi-apoiada, ficam evidentes na Figura 19.



Figura 18 – Configuração original do ensaio – Detalhe do sistema de apoio

Outra modificação importante realizada nesse momento foi a substituição da célula de carga HBM C16AC3/20t (Figura 28), passando a ser utilizada a célula PT Ltd. LPX-50000kg (Figura 29), com geometria mais adequada a esses ensaios.



Figura 19 – Configuração final dos ensaios

4.1 MODELOS

Cada série ensaiada corresponde a um dos modelos apresentados detalhadamente nos itens 4.4.1, 4.4.2 e 4.4.3, sendo constituída por três corpos de prova idênticos entre si. Os corpos de provas são compostos por dois perfis W150x22.5, dois pontos de apoio e dois de aplicação de carga, apenas variando o tipo de ligação entre os perfis variam entre os perfis. As características padrão dos modelos são apresentadas na Figura 20.

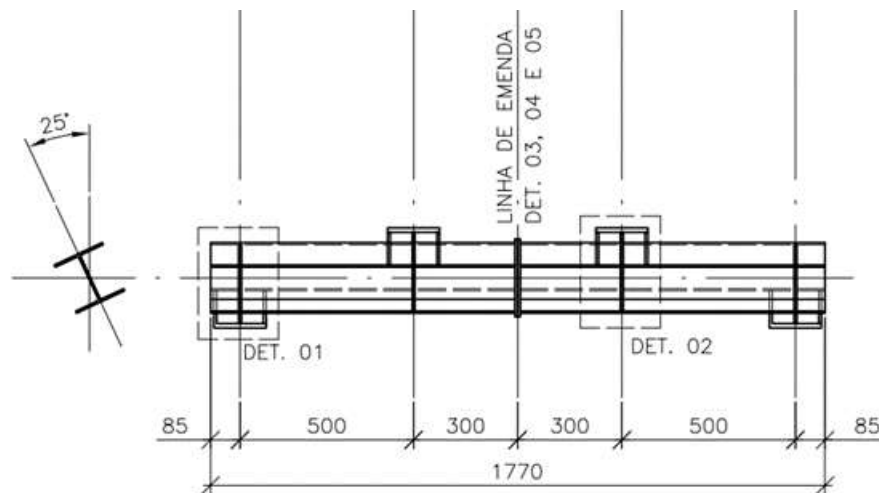


Figura 20 – Esquema típico dos modelos

O Plano de Ensaio previu a execução de pontos de apoio e aplicação de carga solidários à viga, compostos por conjuntos de chapas soldadas, como apresentado na Figura 21.

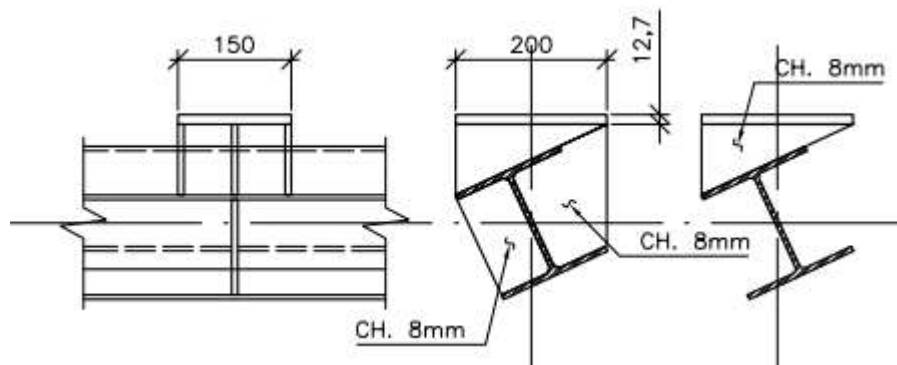


Figura 21 – Croqui dos pontos de apoio e aplicação de carga

Por indicação do fabricante, com o objetivo de reduzir a mão de obra necessária e o consumo de materiais, foi desenvolvido um aparelho de apoio e aplicação de carregamento parafusado ao perfil da viga, como ilustrado na Figura 22. Com isso, um mesmo conjunto de aparelhos pôde ser utilizado em todos os corpos de prova ensaiados.

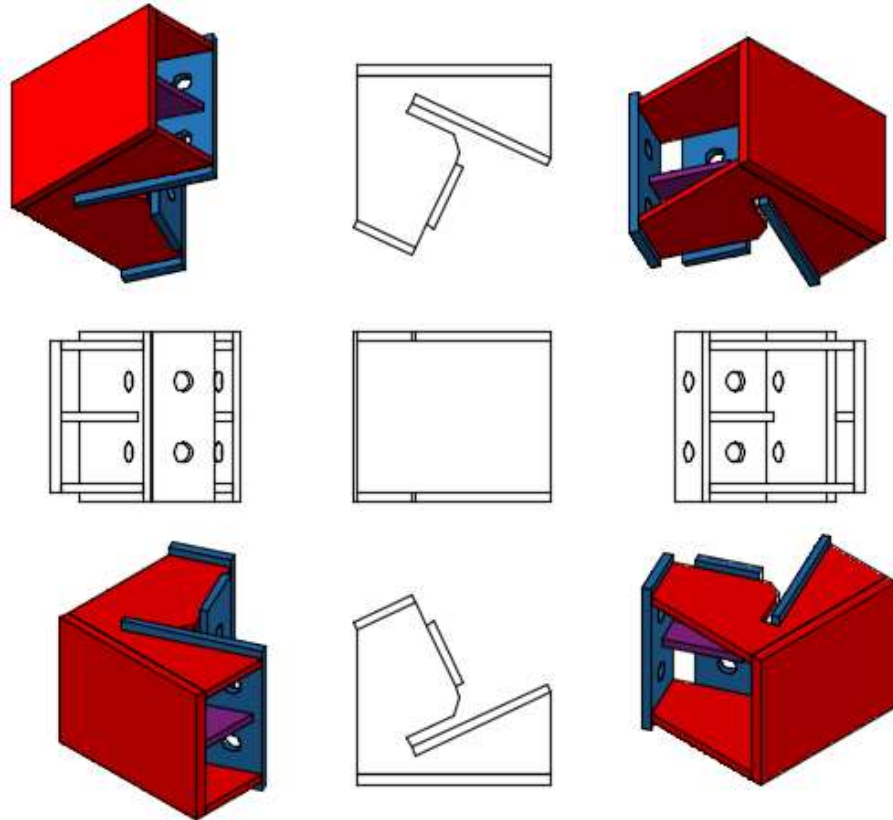


Figura 22 – Aparelho de apoio e aplicação de carga

4.1.1 Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE)

As dimensões e os detalhes das Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida ensaiada são apresentados na Figura 23.

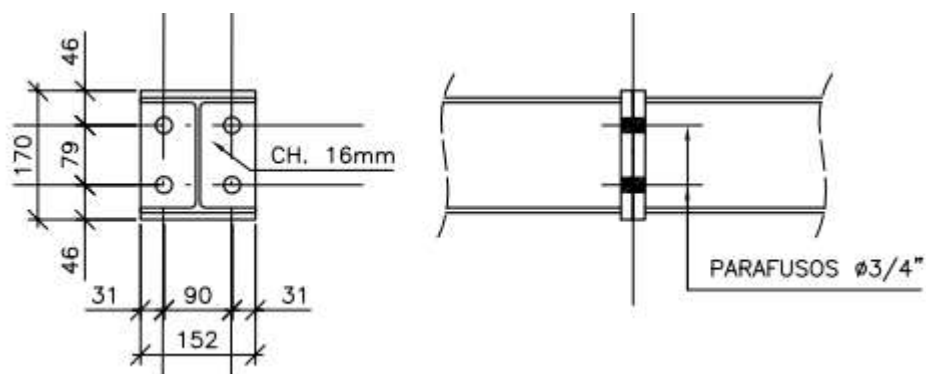


Figura 23 – Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE)

4.1.2 Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE)

As dimensões e os detalhes das Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor estão indicados na Figura 24.

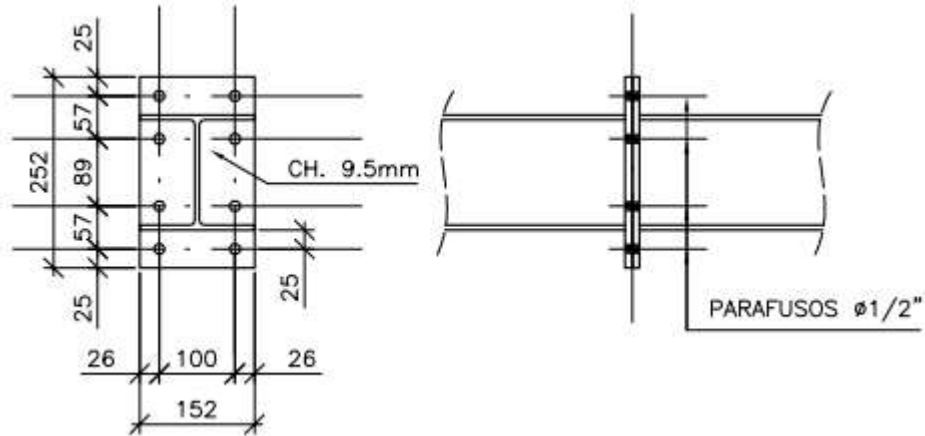


Figura 24 – Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE)

4.1.3 Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE)

A Figura 25 apresenta as dimensões e os detalhes da Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor.

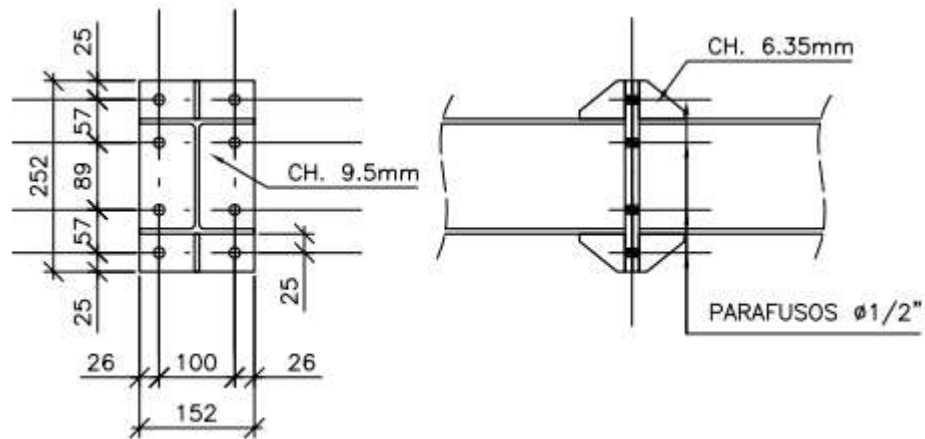


Figura 25 – Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE)

4.2 INSTRUMENTAÇÃO

As seguintes grandezas de interesse foram monitoradas durante os ensaios:

- a) Força: através de célula de carga;
- b) Deformações: através de strain-gages;
- c) Deslocamentos: através de transdutores de deslocamento.

A instrumentação dos modelos foi baseada do sistema de aquisição de dados ADS 2000, de fabricação nacional, desenvolvido pela empresa Lynx Tecnologia e pertencente ao LESE-UPF. O hardware do sistema de aquisição (Figura 26) inclui o condicionador AI-2161, visível em primeiro plano na Figura 27, e a placa controladora AC 2122VB.



Figura 26 – Gabinete do sistema de aquisição de dados ADS 2000



Figura 27 – Interior do gabinete do sistema ADS 2000

O ADS 2000 permite a conversão dos sinais analógicos, gerados pelos sensores conectados ao condicionador, em sinais digitais que são enviados para um computador e lidos pelo programa de aquisição de dados Lynx AqDados.

4.2.1 Medição de força

Nas primeiras tentativas de levar os corpos de prova até o limite de ruptura, a Célula de Carga HBM C16AC3/20t, cedida pelo Laboratório de Engenharia Geotécnica e Geotecnologia Ambiental (LEGG) da UFRGS, foi empregada na mensuração da força aplicada pelo atuador a cada momento dos ensaios.

Devido à instabilidade do sistema, que teve contribuição da geometria e falta de fixação da célula de carga, o equipamento chocou contra o cilindro atuador e teve a carcaça danificada, como pode ser visto na Figura 28. Esses fatos motivaram, nos demais ensaios, a utilização da célula de carga LPX-50000kg, representada na Figura 29, fabricada pela PT Ltd na Nova Zelândia e parte do acervo do CETEC-UPF.



Figura 28 – Célula de carga HBM C16AC3/20t



Figura 29 – Célula de carga PT Ltd. LPX-50000kg

Para a calibração das células de carga HBM C16AC3/20t e PT Ltd. LPX-50000kg, foi utilizada a célula de carga CCI-10000kgf da KRATOS Equipamentos, de fabricação nacional, associada a um mostrador digital, previamente calibrada e parte do acervo do CETEC-UPF.



Figura 30 – Célula de carga KRATOS CCI-10000kgf

4.2.2 Medição de deformações

Para a medição das deformações foram empregados extensômetros (Strain Gages), que nada mais são que resistores fixados de forma solidária ao material que está sendo estudado. Esse resistor é associado a uma ponte de Wheatstone, o que permite que a variação de sua resistência seja correlacionada com a deformação sofrida (FRANÇA, 2007). No caso específico deste trabalho, cada Strain Gage está conectado à uma ponte de Wheatstone do sistema de aquisição de dados, compondo circuitos denominados de $\frac{1}{4}$ de ponte, já que o extensômetro substitui apenas uma das resistências, como ilustrado na Figura 31.

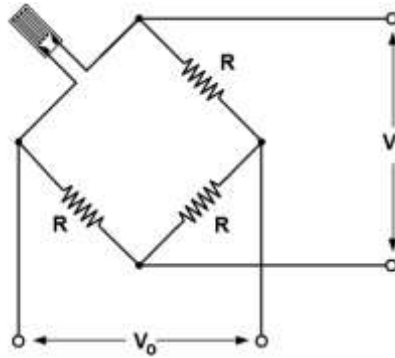


Figura 31 – Circuito 1/4 de ponte (“Extensômetros Elétricos”, [s.d.]

A definição dos pontos de interesse, e conseqüente posicionamento dos Strain Gages, se deu a partir da análise elástica das chapas de topo, priorizando as regiões que primeiro atingiriam a tensão de escoamento. Além disso, foram instalados Strain Gages nas mesas das vigas, próximo à emenda, nas regiões onde ocorreriam os maiores esforços de tração e compressão.

Foram empregados, ao todo, 18 Strain Gages Lineares KFH-6-120-C1-11L1M2R, com Grade de 6,0 mm, 120 Ω , 2-fios (Figura 32 (a)), utilizados para mensurar a deformação na direção longitudinal das mesas das vigas, e 36 Strain Gages do tipo Roseta KFH-6-120-D16-11L1M2S com Grade XY 6,0 mm, 120 Ω , 2-fios (Figura 32 (b)), para as deformações nas chapas de topo.

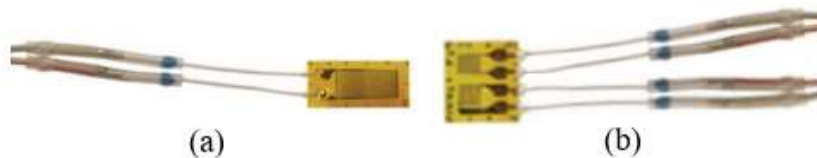


Figura 32 – Strain Gages Lineares KFH-6-120-C1-11L1M2R (a) e Strain Gages Roseta KFH-6-120-D16-11L1M2S (b)

A posição dos extensômetros na chapa de topo dos modelos das Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE) está indicada na Figura 33. Já para as ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE) e com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE), a posição é apresentada na Figura 34.

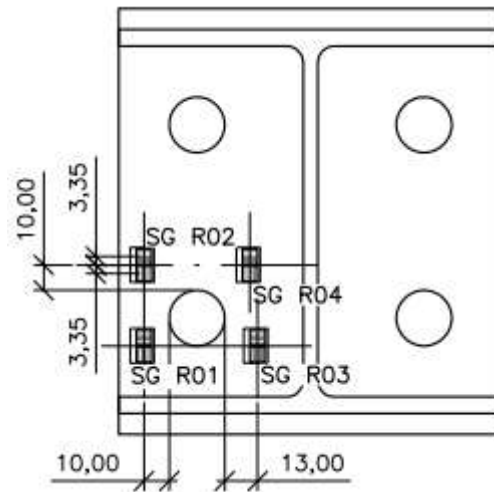


Figura 33 – Posição dos Strain Gages na chapa de topo da Ligação NE

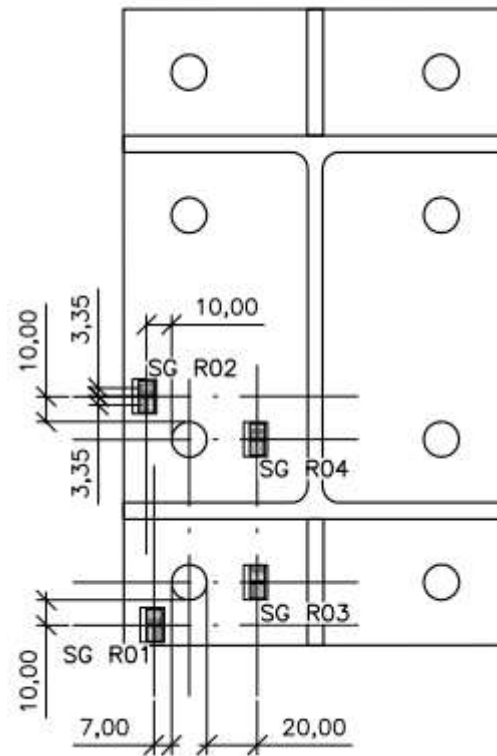


Figura 34 – Posição dos Strain Gages na chapa de topo das Ligações ESE e ECE

Na Figura 35 está indicada a posição dos Strain Gages Lineares.

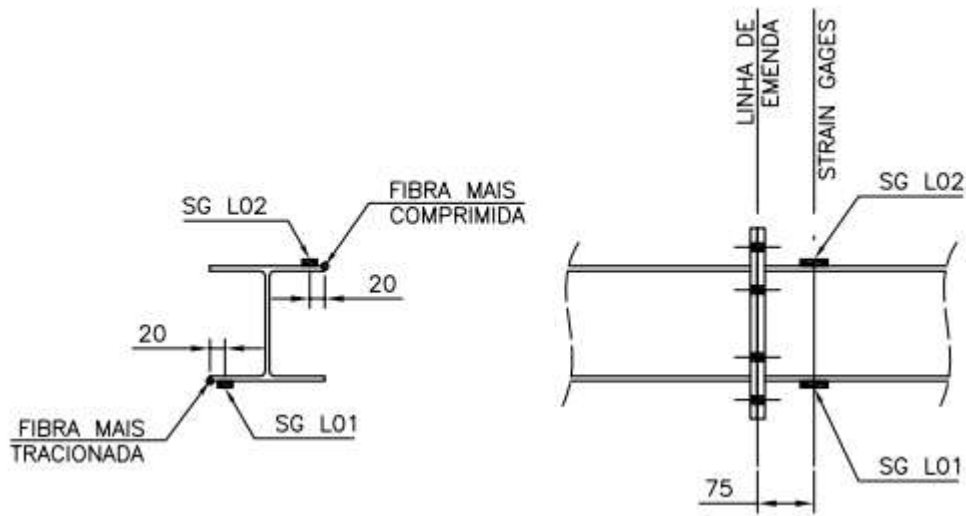


Figura 35 – Posição dos Strain Gages nas mesas da viga

4.2.3 Medição de deslocamentos

A medição dos deslocamentos foi realizada através de dois transdutores de deslocamentos LVDT S-SERIES – DC Voltage (SOLARTRON METROLOGY, [s.d.]), produzidos pela AMETEK SOLARTRON METROLOGY, idênticos ao da Figura 36.



Figura 36 – LVDT S-SERIES

Para as Ligações com Chapa de Estendida Sem Enrijecedor foram utilizados os LVDT no centro da viga, orientados de acordo com os eixos locais da viga, vide Figura 37.



Figura 37 – Posicionamento dos LVDT para Ligações com Chapa de Estendida Sem Enrijecedor

Para as Ligações com Chapa de Estendida Com Enrijecedor e com Chapa de Não-Estendida Sem Enrijecedor foram utilizados os LVDT sobre os aparelhos de aplicação de carga na viga, como apresentado na Figura 38.

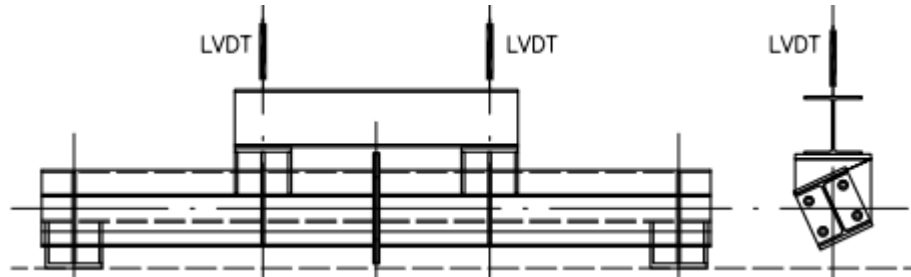


Figura 38 – Posicionamento dos LVDT para Ligações com Chapa de Estendida Com Enrijecedor e Não-Estendida Sem Enrijecedor

4.3 CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS

A caracterização do aço dos perfis das vigas foi realizada através do ensaio à tração de 06 corpos de prova, seguindo o procedimento da ASTM E8M – Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, no laboratório do Núcleo de Tecnologia Mecânica da FEAR-UPF. A Figura 39 traz os corpos de prova recém confeccionados, ainda presos à bancada da fresadora.



Figura 39 – Corpos de prova para ensaio de tração

Através dos ensaios foram definidas as tensões médias de escoamento e ruptura, posteriormente empregadas na análise experimental. Na Figura 40 e na Figura 41 são apresentadas as curvas da distribuição normal dos resultados e, ainda, informados os valores da Média (μ), do Desvio Padrão (σ) e do Coeficiente de Variação (CV) para o aço ASTM A572 Gr50 dos perfis laminados. Não foi realizada a caracterização do aço ASTM A36 empregado nas chapas de

topo, enrijecedores e aparelhos de apoio e carregamento. Tampouco foi determinado o Módulo de Elasticidade Longitudinal dos materiais.

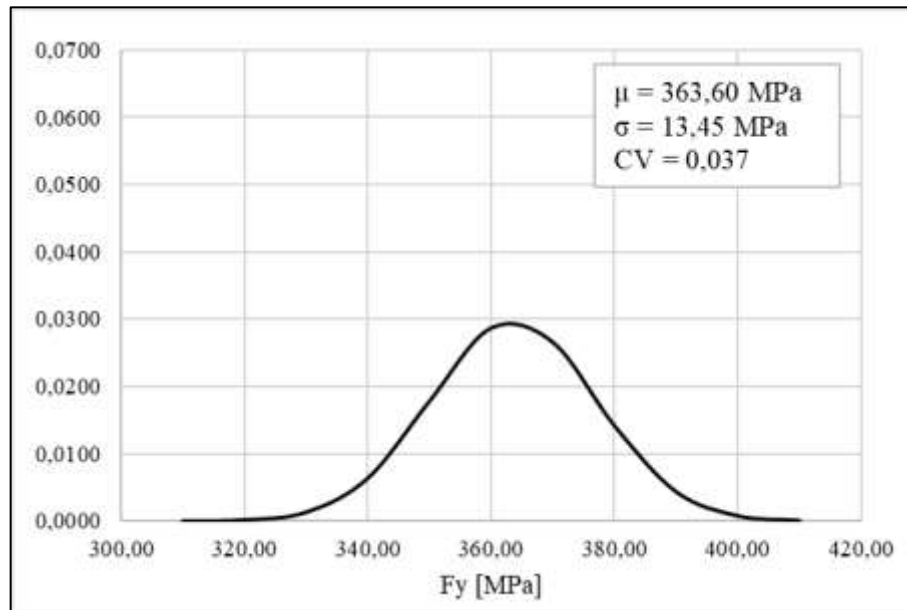


Figura 40 – Distribuição Normal da Tensão de Escoamento

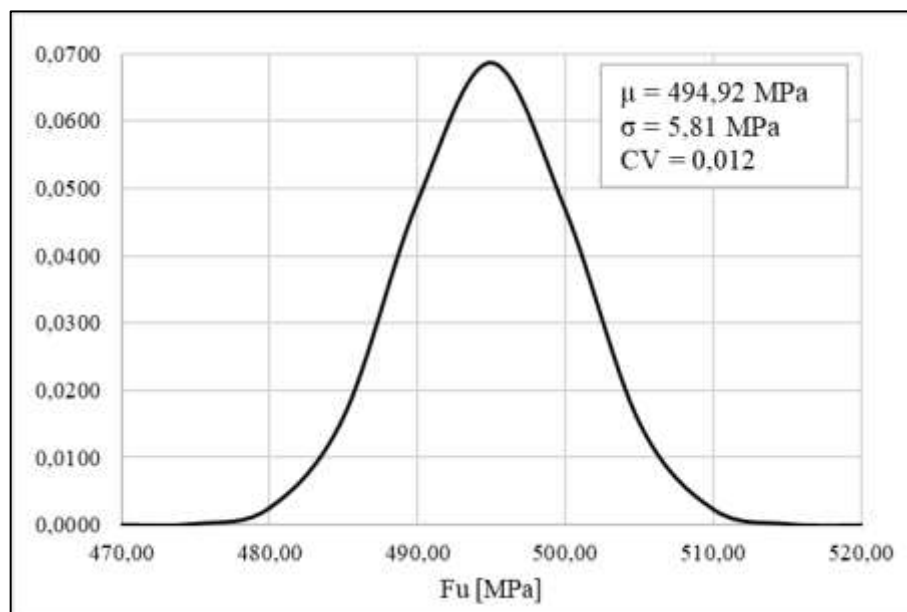


Figura 41 – Distribuição Normal da Tensão de Ruptura

Os relatórios dos ensaios de caracterização estão anexos ao Relatório de Ensaio (APÊNDICE B).

4.4 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Na sequência são apresentados os resultados obtidos em cada um dos sensores empregados nos ensaios. A descrição e localização de cada sensor é apresentada no item 0.

4.4.1 Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE)

Na série de Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida houve o colapso do sistema, por instabilidade, durante a primeira tentativa de ensaio do corpo de prova NE 02. Os resultados apresentados a seguir correspondem a um segundo ciclo de carregamento.

Os dados obtidos das medições dos deslocamentos, nas posições indicadas na Figura 38, estão apresentados nos gráficos da Figura 42 e da Figura 43.

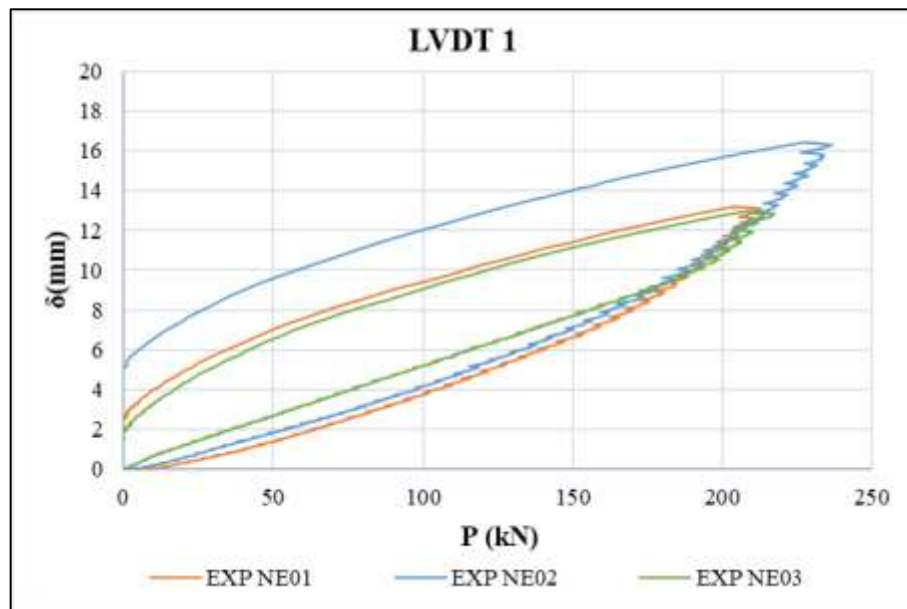


Figura 42 – Série de ligações NE – LVDT 1

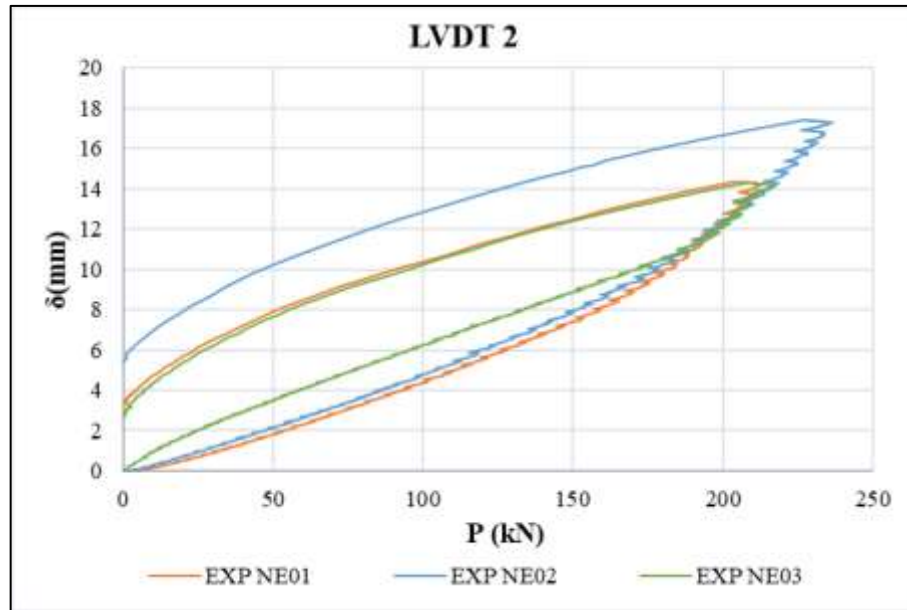


Figura 43 – Série de ligações NE – LVDT 2

Os dados obtidos das medições das deformações nas mesas das vigas, nas posições indicadas na Figura 35, estão apresentados nos gráficos da Figura 44 e da Figura 45.

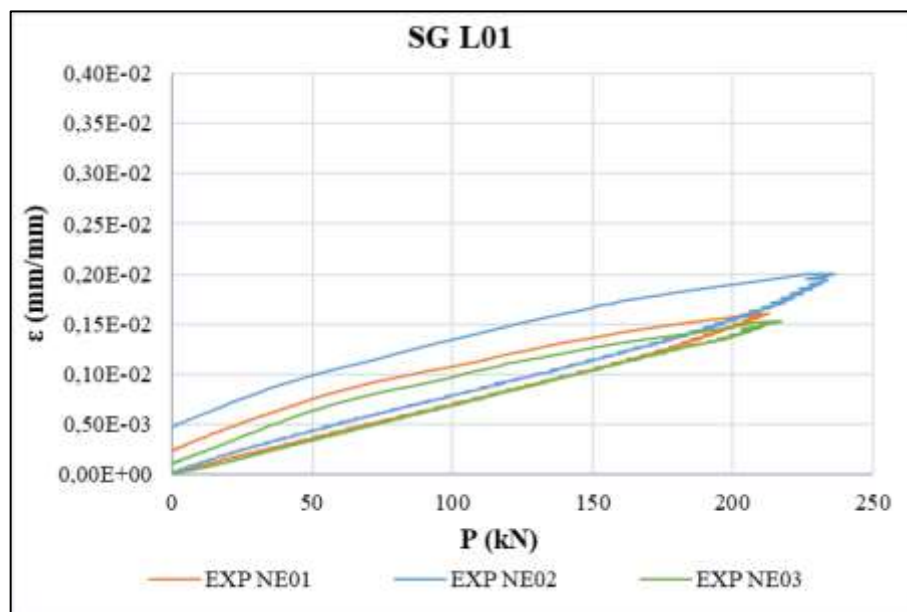


Figura 44 – Série de ligações NE – SG L01

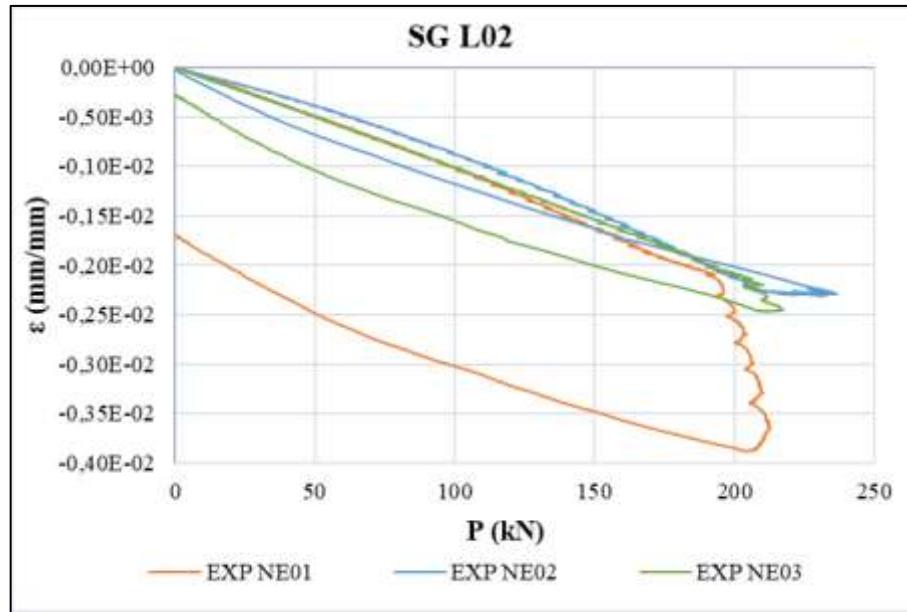


Figura 45 – Série de ligações NE – SG L02

Os dados obtidos das medições de deformações nas chapas de topo, nas posições indicadas na Figura 33, estão apresentados nos gráficos da Figura 46, da Figura 47, da Figura 48, da Figura 49, da Figura 50, da Figura 51, da Figura 52 e da Figura 53.

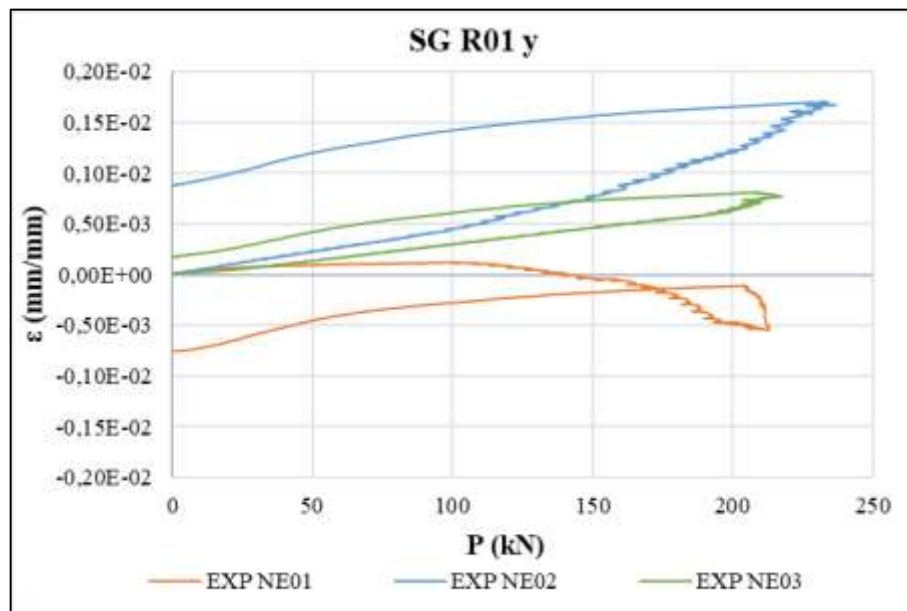


Figura 46 – Série de ligações NE – SG R01 – Direção y

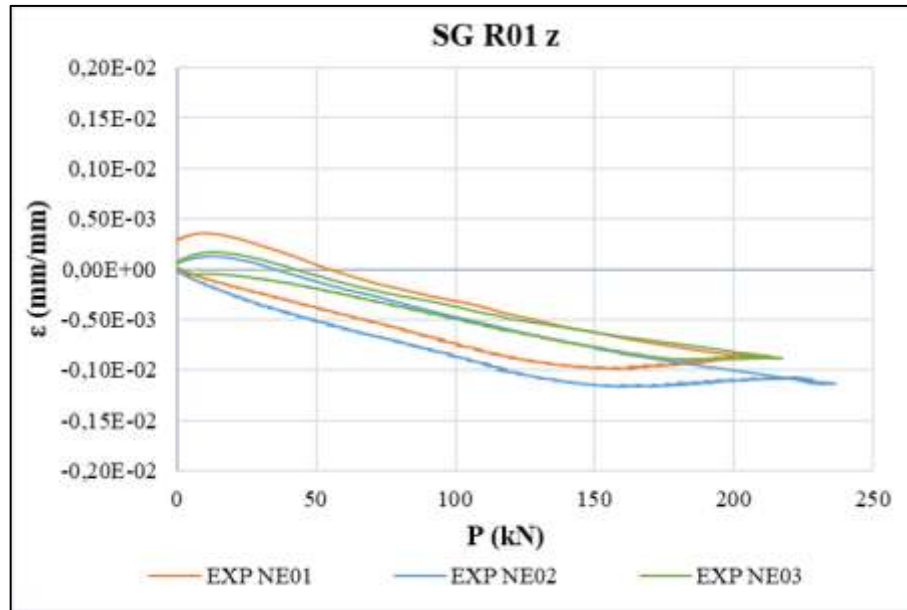


Figura 47 – Série de ligações NE – SG R01 – Direção z

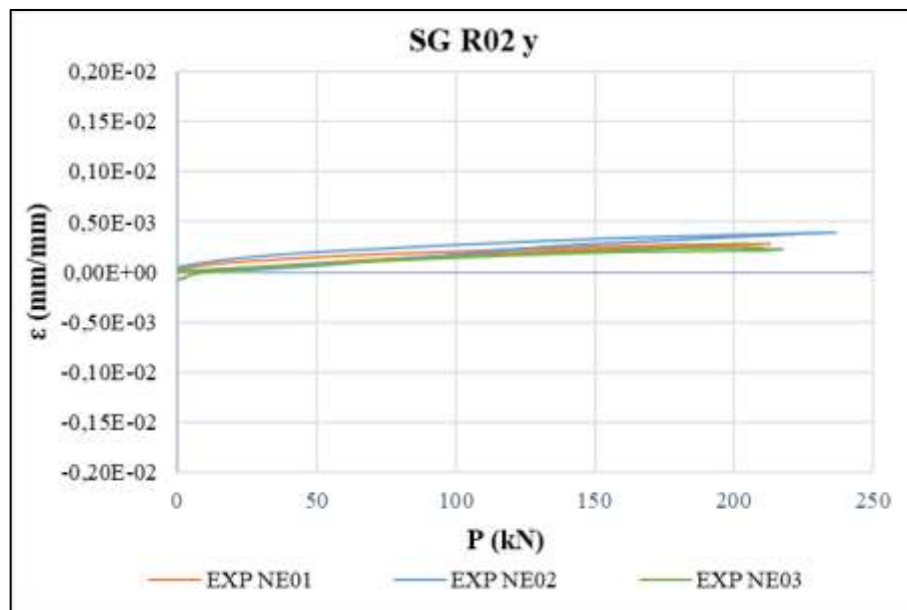


Figura 48 – Série de ligações NE – SG R02 – Direção y

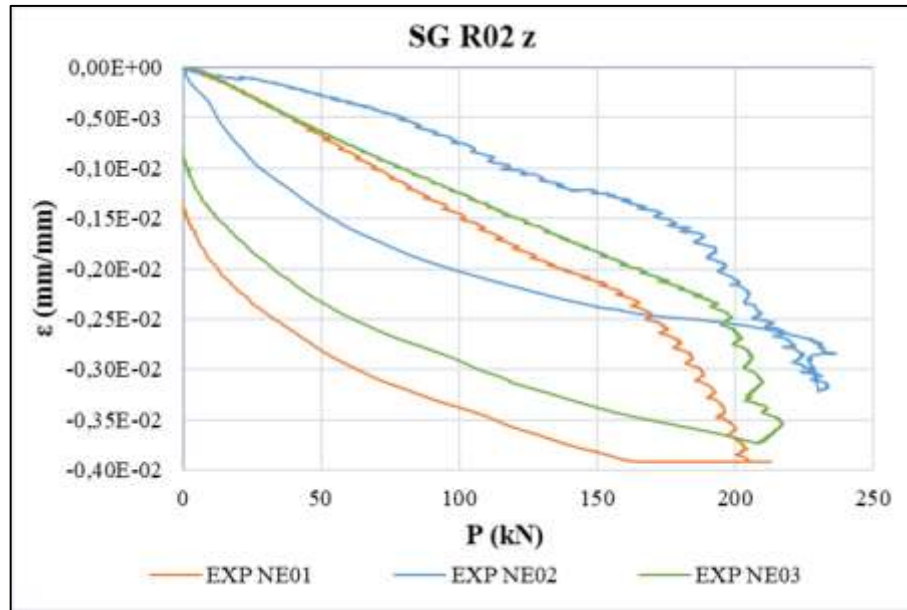


Figura 49 – Série de ligações NE – SG R02 – Direção z

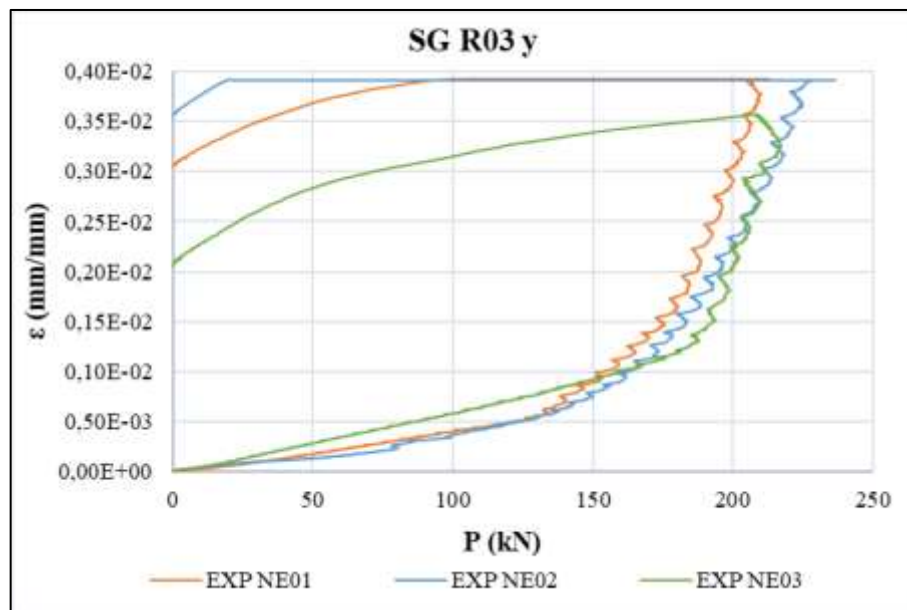


Figura 50 – Série de ligações NE – SG R03 – Direção y

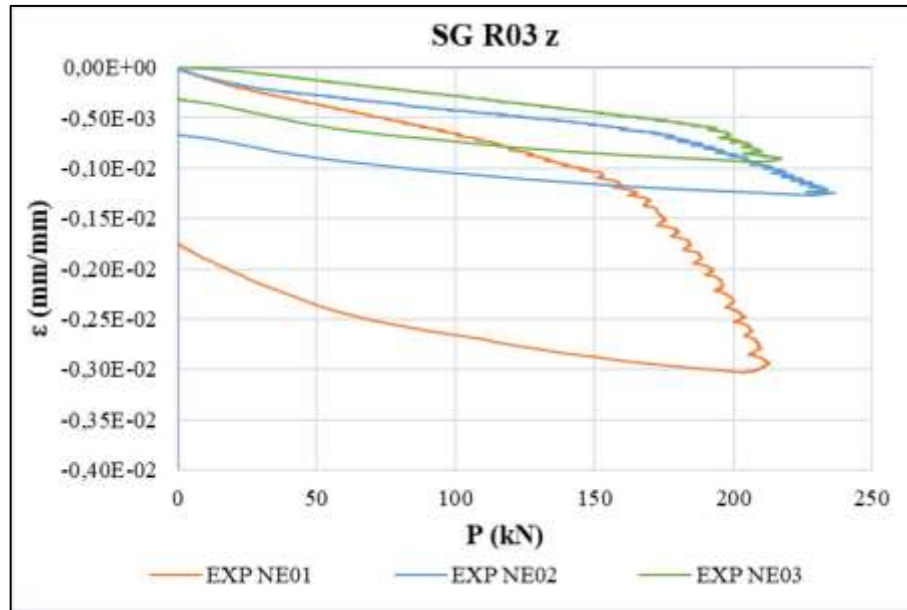


Figura 51 – Série de ligações NE – SG R03 – Direção z

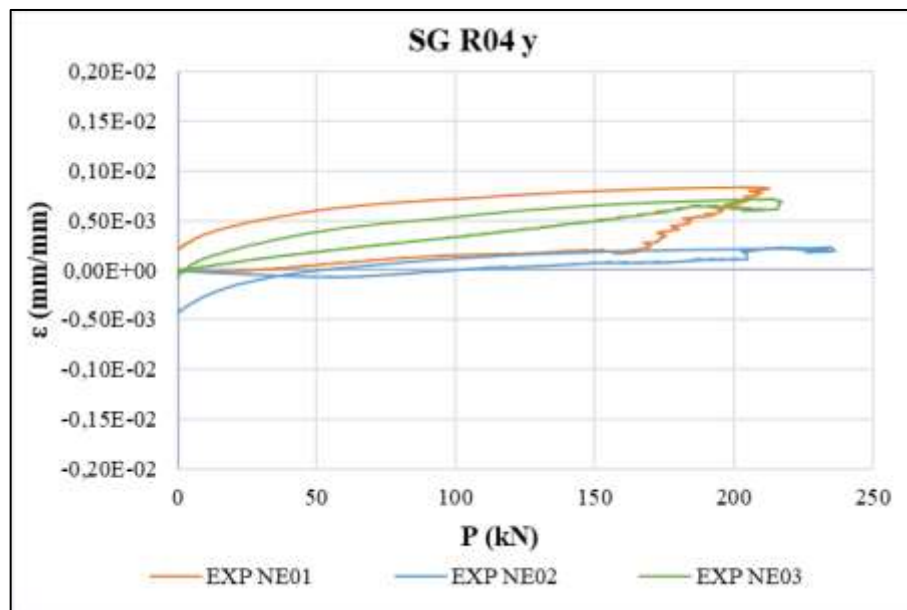


Figura 52 – Série de ligações NE – SG R04 – Direção y

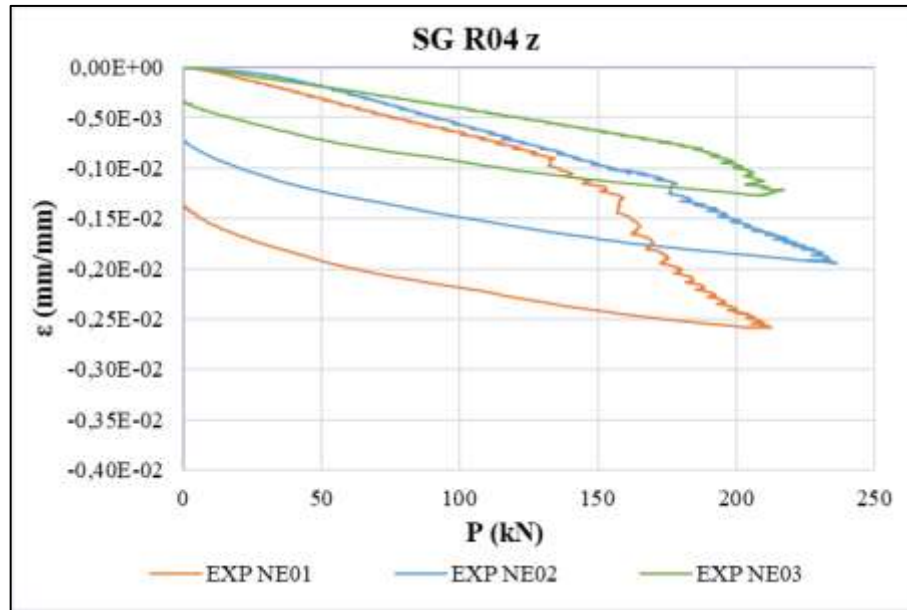


Figura 53 – Série de ligações NE – SG R04 – Direção z

4.4.2 Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE)

Para medição dos deslocamentos os LVDT foram instalados nas posições indicadas na Figura 37. Devido a um erro de instalação, não detectado durante a execução dos ensaios, os resultados para os deslocamentos na direção do eixo de menor inércia do perfil da viga foram perdidos.

Além disso, o sistema colapsou algumas vezes, durante tentativas de ensaio do corpo de prova ESE 01. Os resultados apresentados na sequência de gráficos se referem ao primeiro ciclo de carregamento em que não houve falha por instabilidade.

Os resultados obtidos do LVDT, instalado na direção do eixo principal de inércia do perfil da viga, estão apresentados nos gráficos da Figura 54.

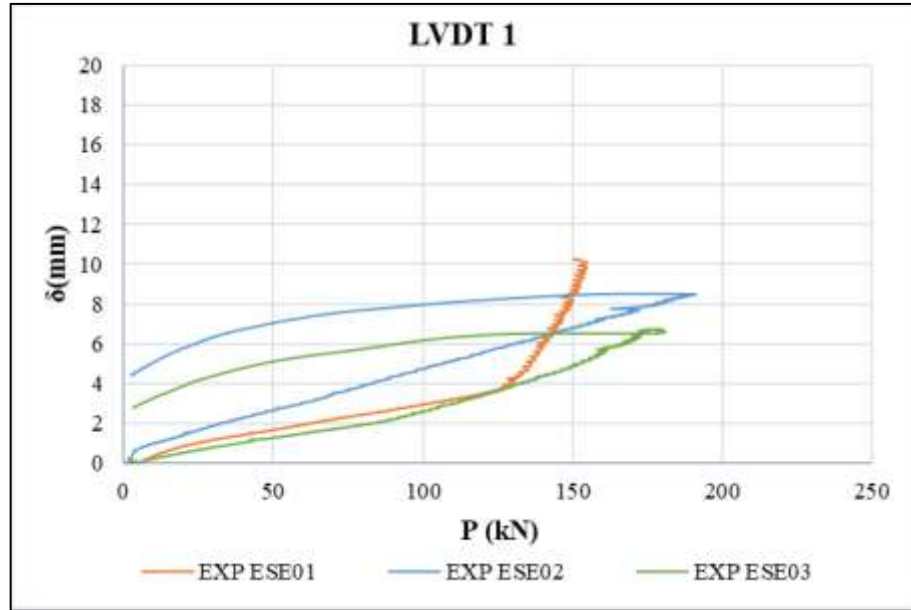


Figura 54 – Série de ligações ESE – LVDT 1

Os dados obtidos das medições das deformações nas mesas das vigas, nas posições indicadas na Figura 35, estão apresentados nos gráficos da Figura 55 e da Figura 56.

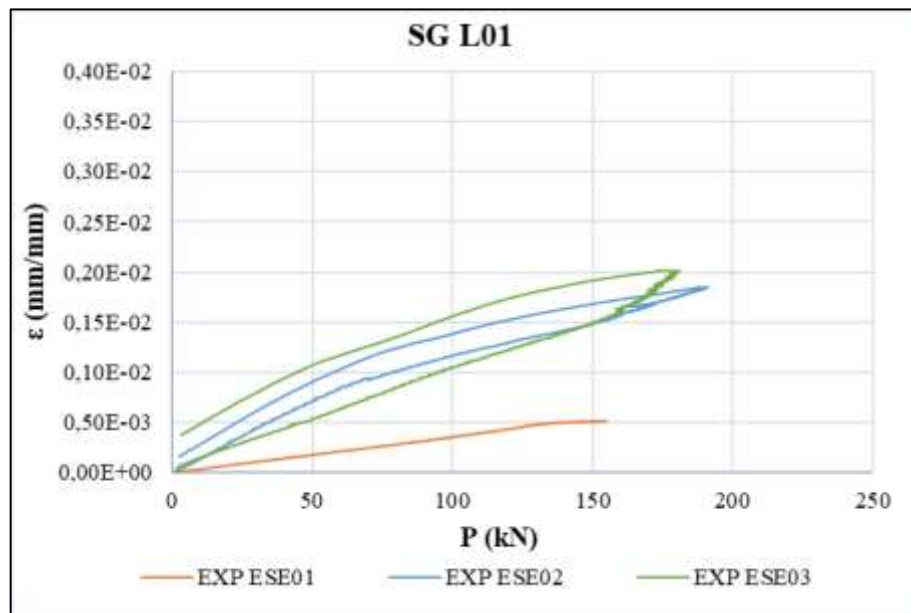


Figura 55 – Série de ligações ESE – SG L01

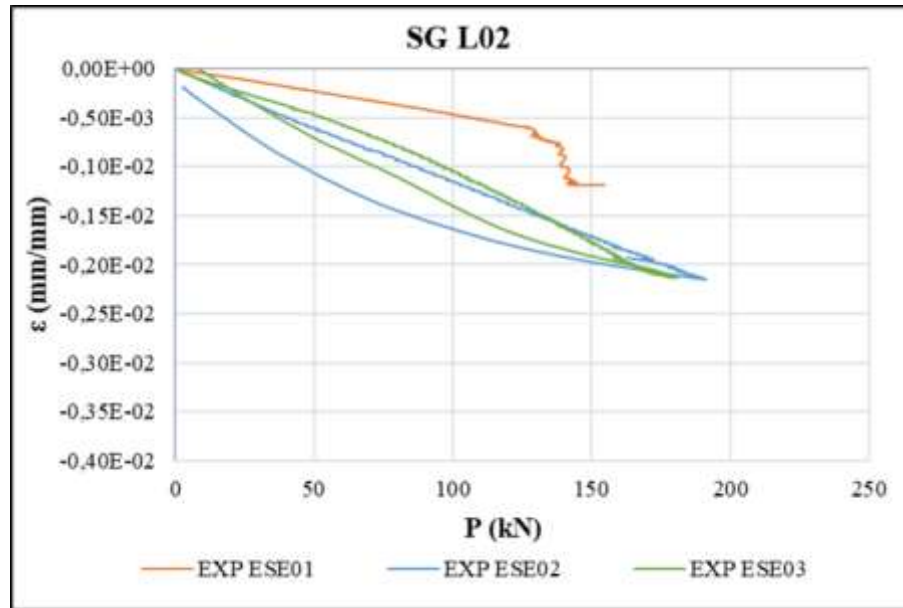


Figura 56 – Série de ligações ESE – SG L02

Os dados obtidos das medições de deformações nas chapas de topo, nas posições indicadas na Figura 34, estão apresentados nos gráficos da Figura 57, da Figura 58, da Figura 59, da Figura 60, da Figura 61, da Figura 62, da Figura 63 e da Figura 64.

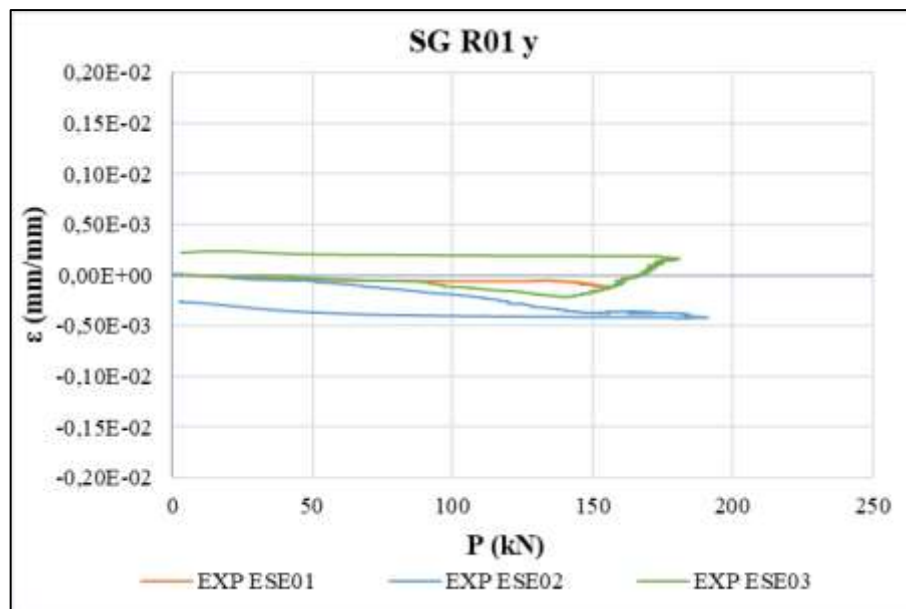


Figura 57 – Série de ligações ESE – SG R01 – Direção y

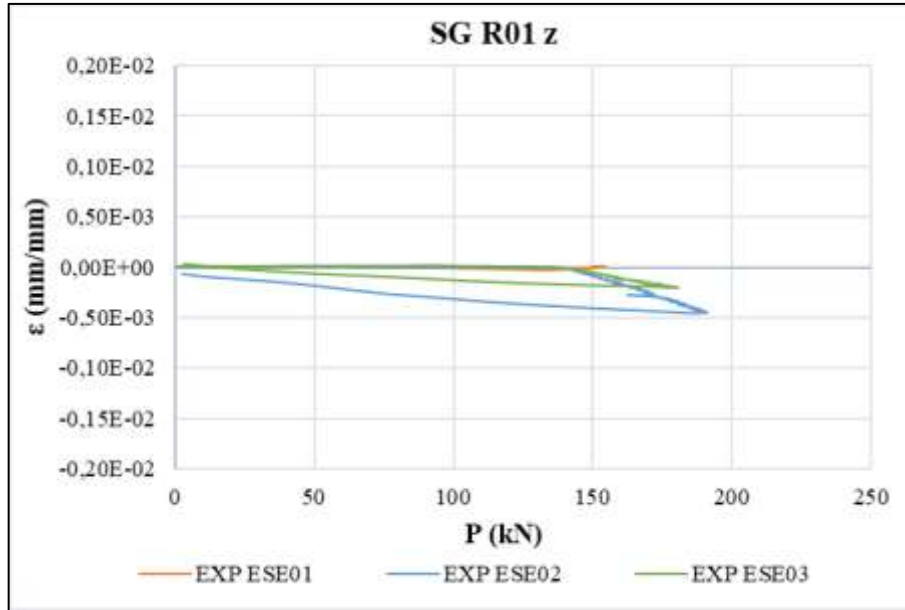


Figura 58 – Série de ligações ESE – SG R01 – Direção z

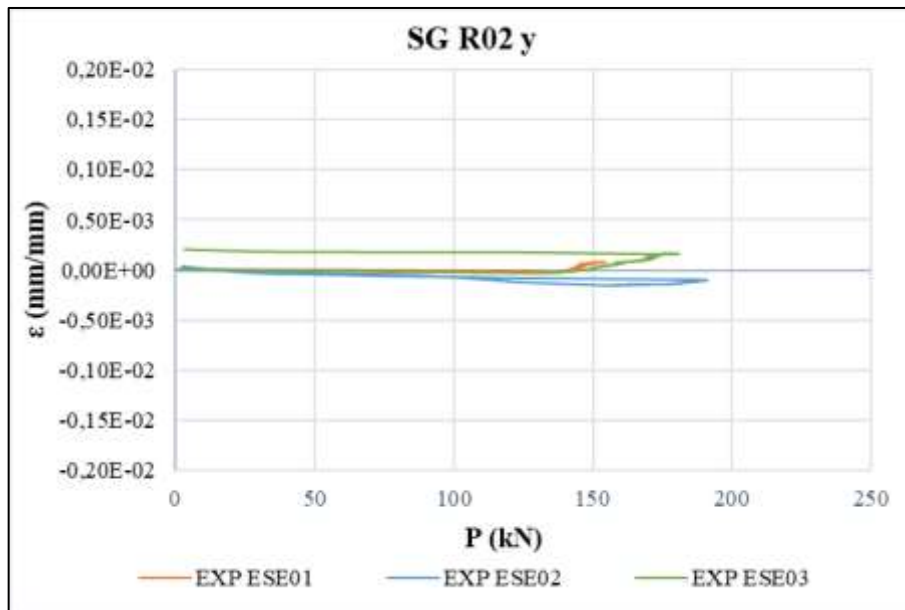


Figura 59 – Série de ligações ESE – SG R02 – Direção y

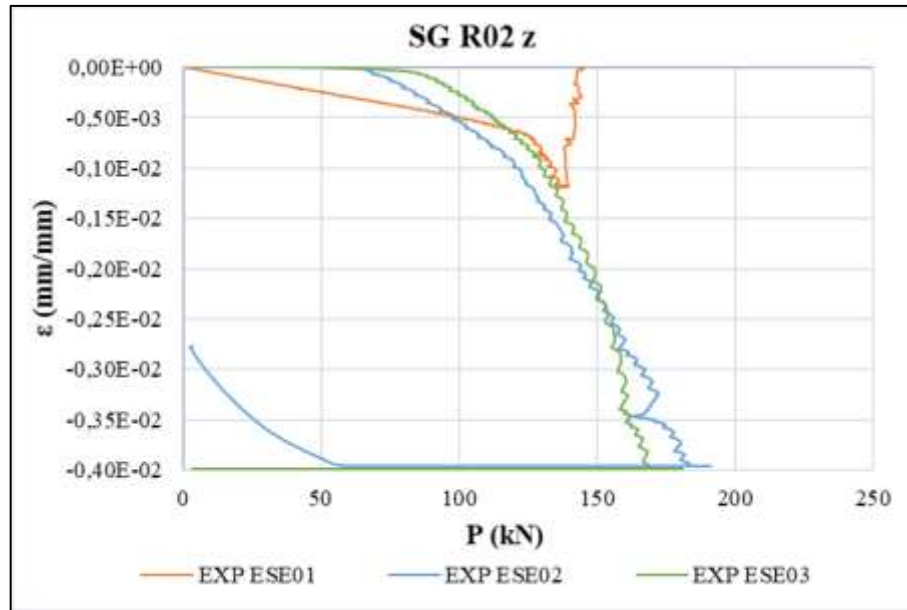


Figura 60 – Série de ligações ESE – SG R02 – Direção z

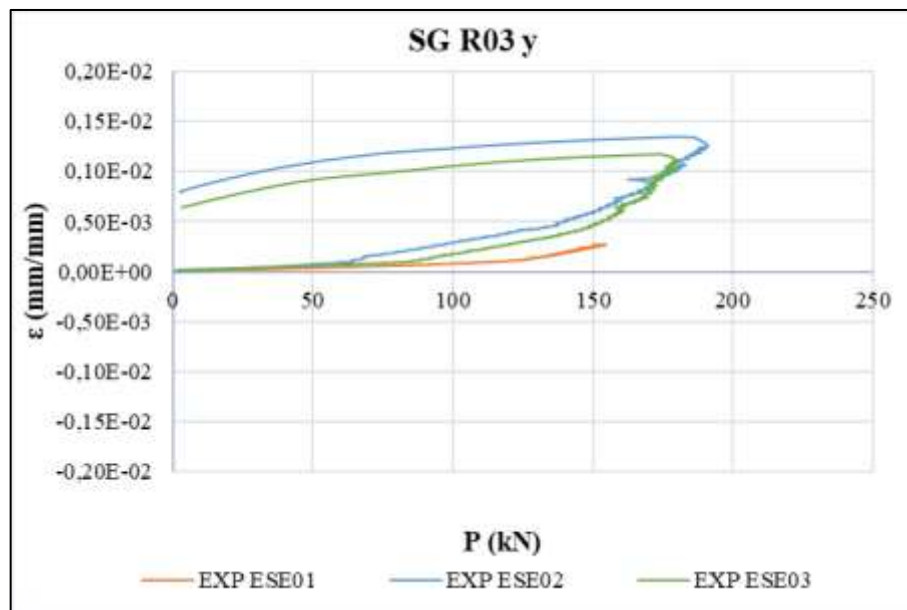


Figura 61 – Série de ligações ESE – SG R03 – Direção y

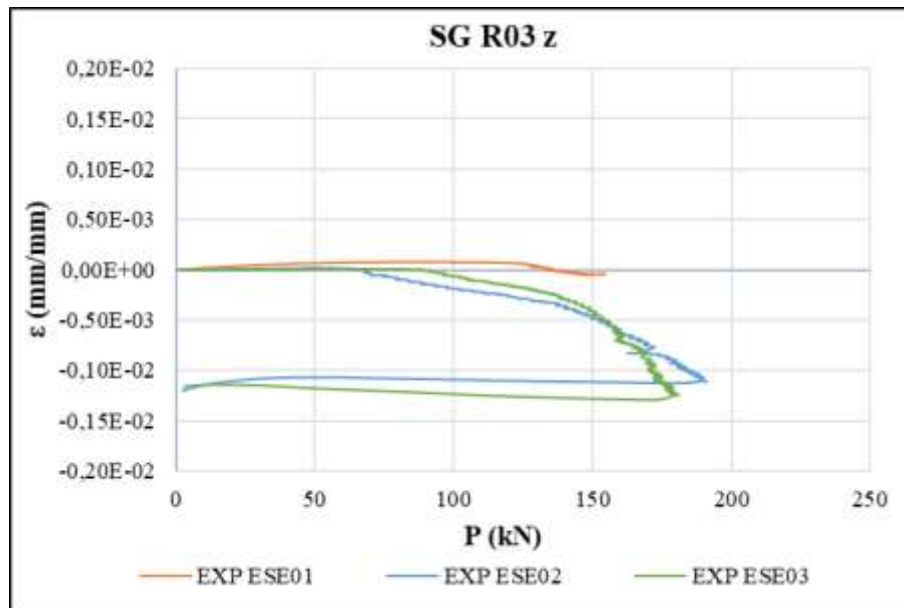


Figura 62 – Série de ligações ESE – SG R03 – Direção z

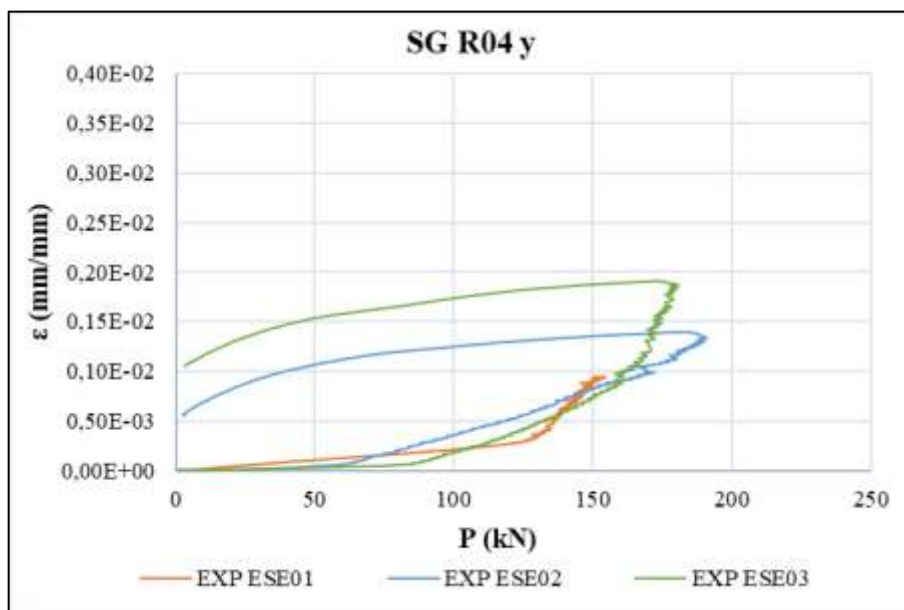


Figura 63 – Série de ligações ESE – SG R04 – Direção y

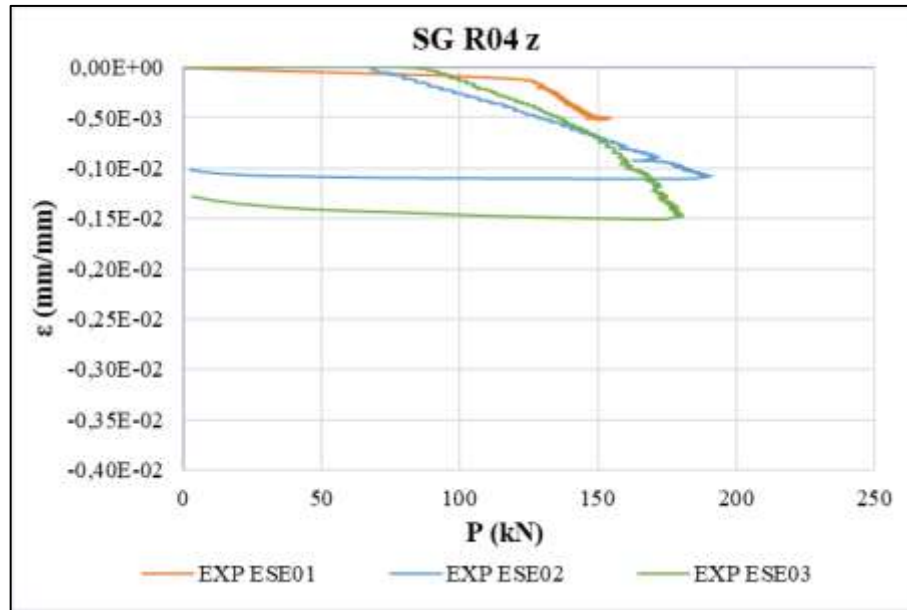


Figura 64 – Série de ligações ESE – SG R04 – Direção z

4.4.3 Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE)

Para esta série foram armazenados apenas os resultados obtidos durante o carregamento da estrutura. Os dados obtidos das medições dos deslocamentos, nas posições indicadas na Figura 38, estão apresentados nos gráficos da Figura 65 e da Figura 66.

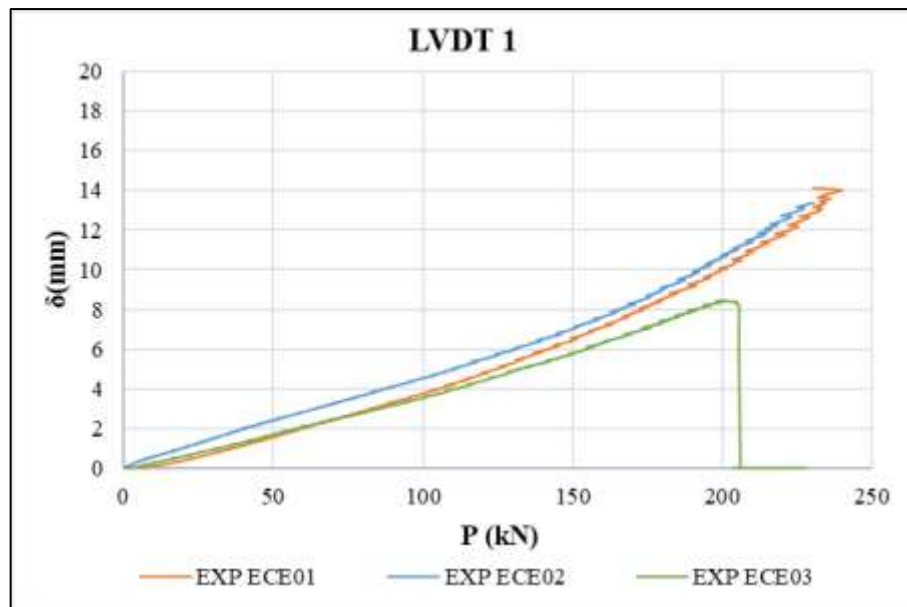


Figura 65 – Série de ligações ECE – LVDT 1

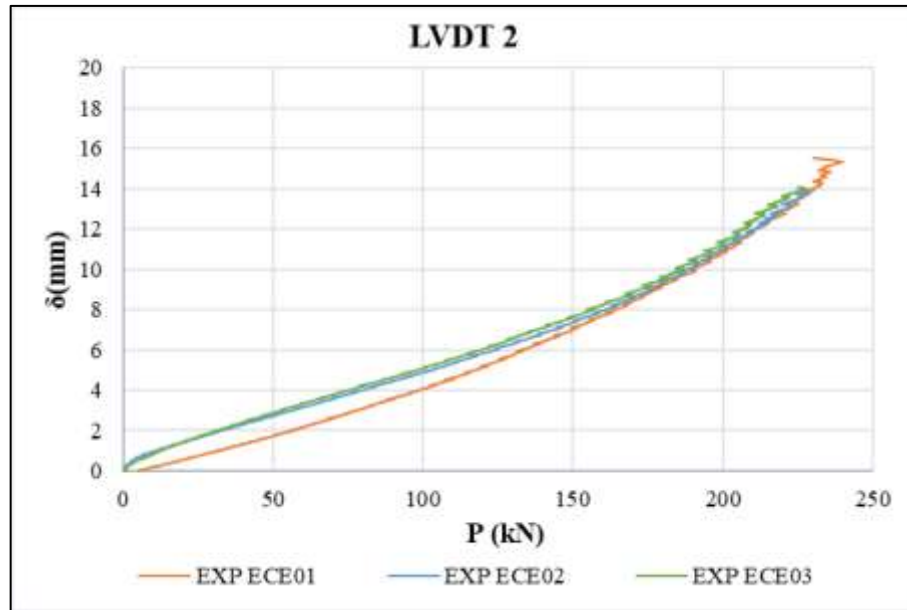


Figura 66 – Série de ligações ECE – LVDT 2

Os dados obtidos das medições das deformações nas mesas das vigas, nas posições indicadas na Figura 35, estão apresentados nos gráficos da Figura 67 e da Figura 68.

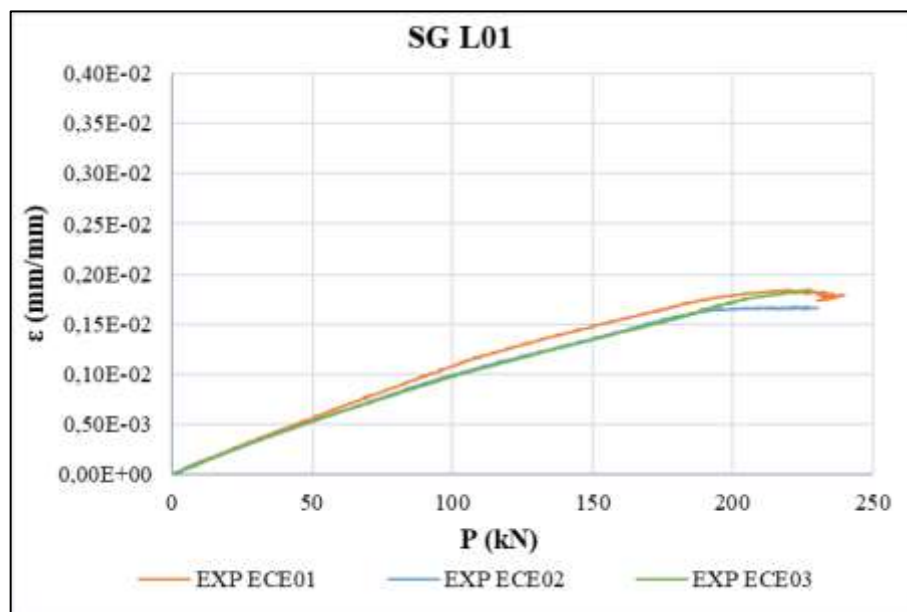


Figura 67 – Série de ligações ECE – SG L01

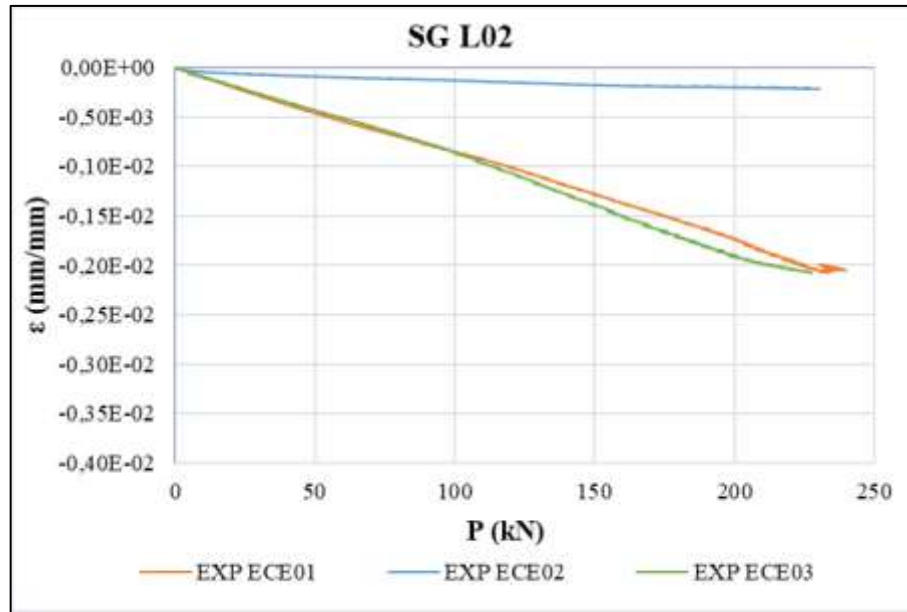


Figura 68 – Série de ligações ECE – SG L02

Os dados obtidos das medições de deformações nas chapas de topo, nas posições indicadas na Figura 34, estão apresentados nos gráficos da Figura 69, da Figura 70, da Figura 71, da Figura 72, da Figura 73, da Figura 74, da Figura 75 e da Figura 76.

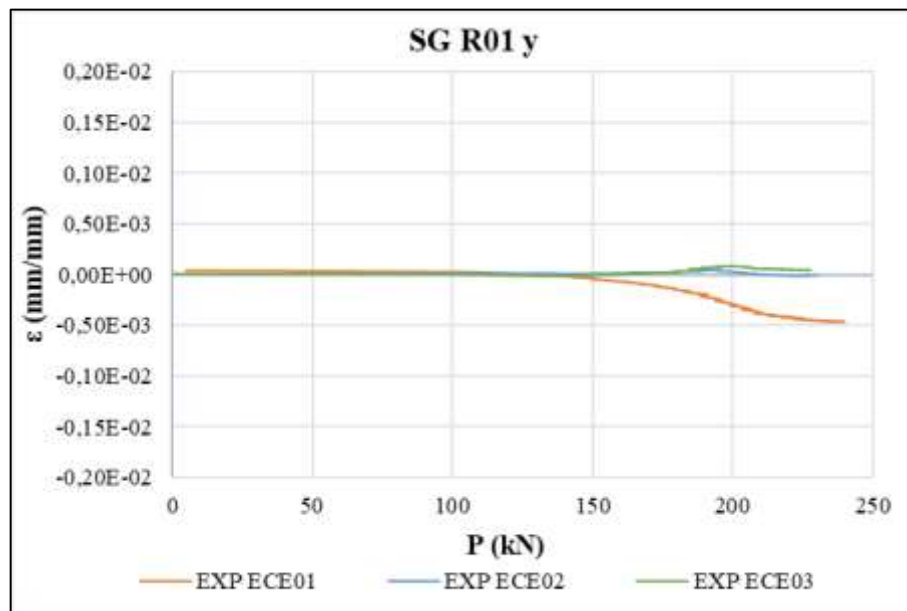


Figura 69 – Série de ligações ECE – SG R01 – Direção y

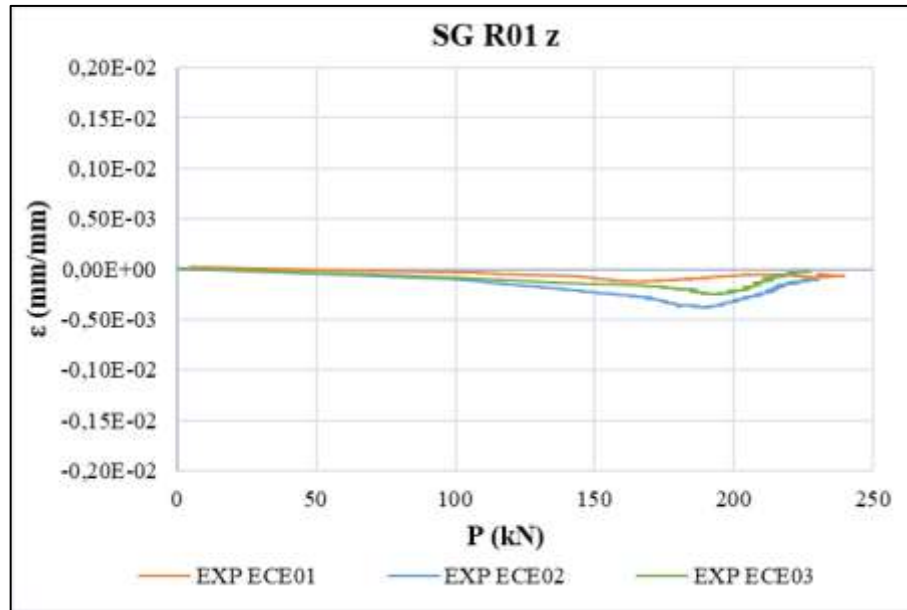


Figura 70 – Série de ligações ECE – SG R01 – Direção z

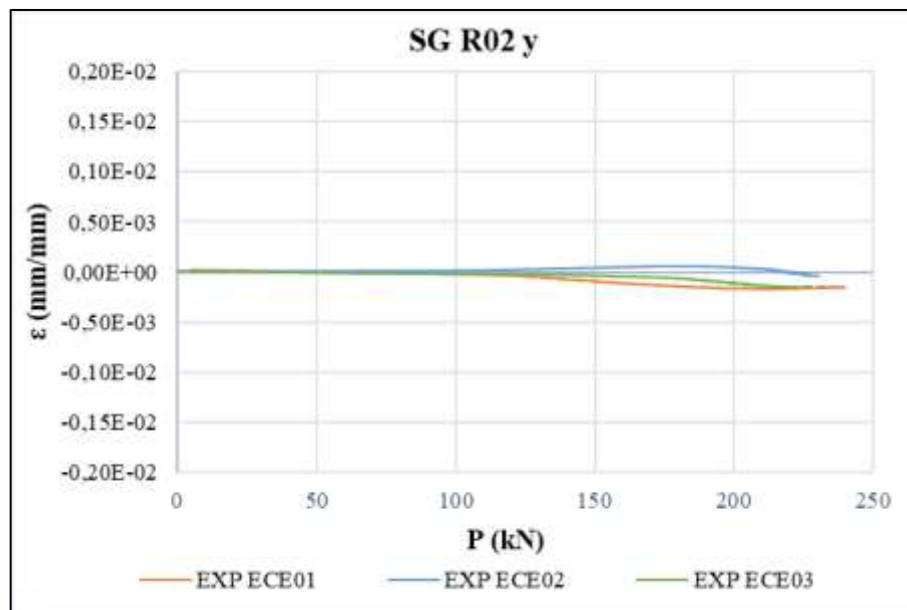


Figura 71 – Série de ligações ECE – SG R02 – Direção y

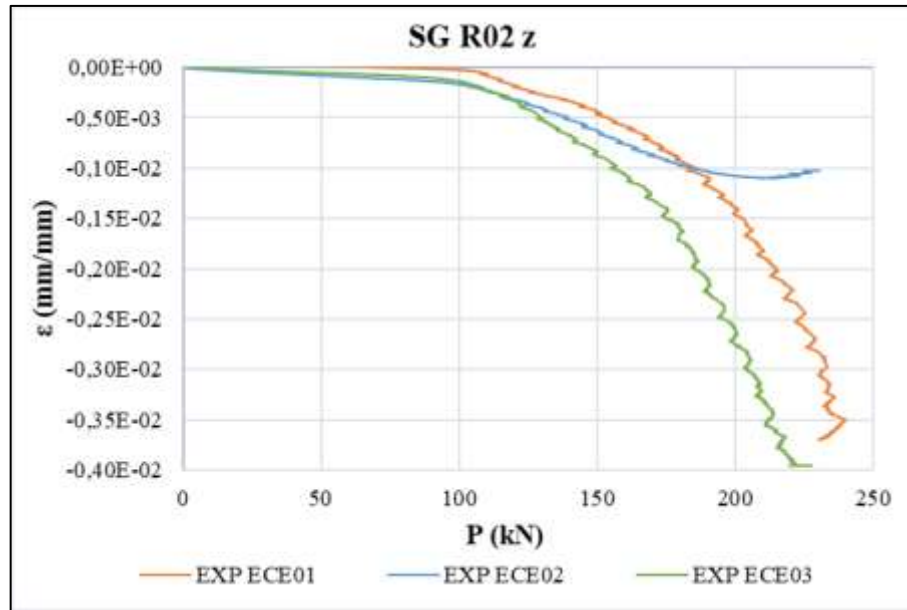


Figura 72 – Série de ligações ECE – SG R02 – Direção z

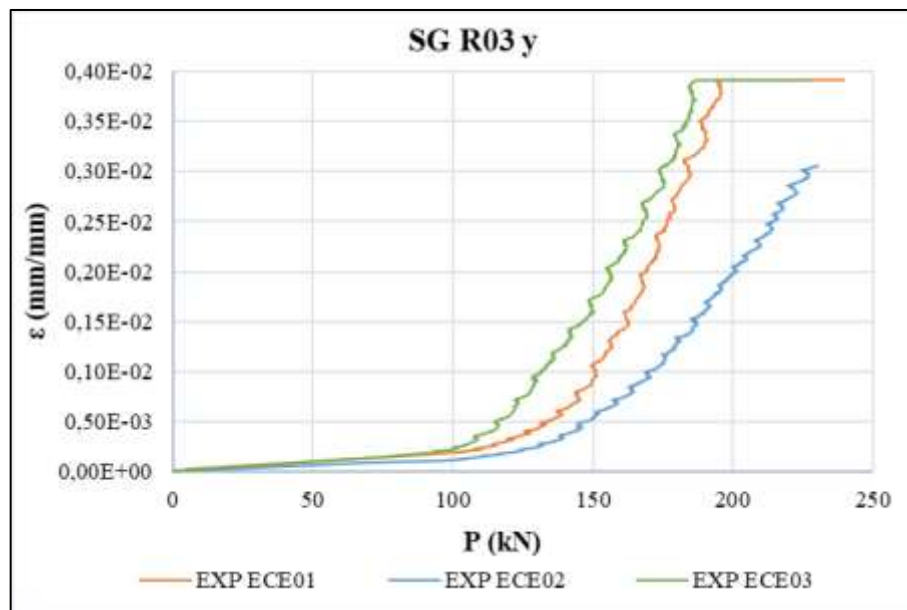


Figura 73 – Série de ligações ECE – SG R03 – Direção y

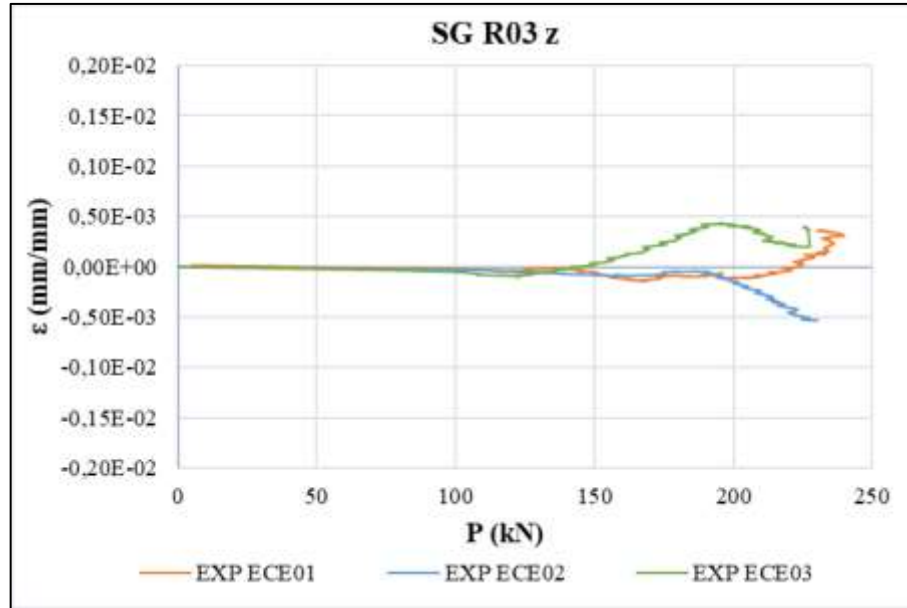


Figura 74 – Série de ligações ECE – SG R03 – Direção z

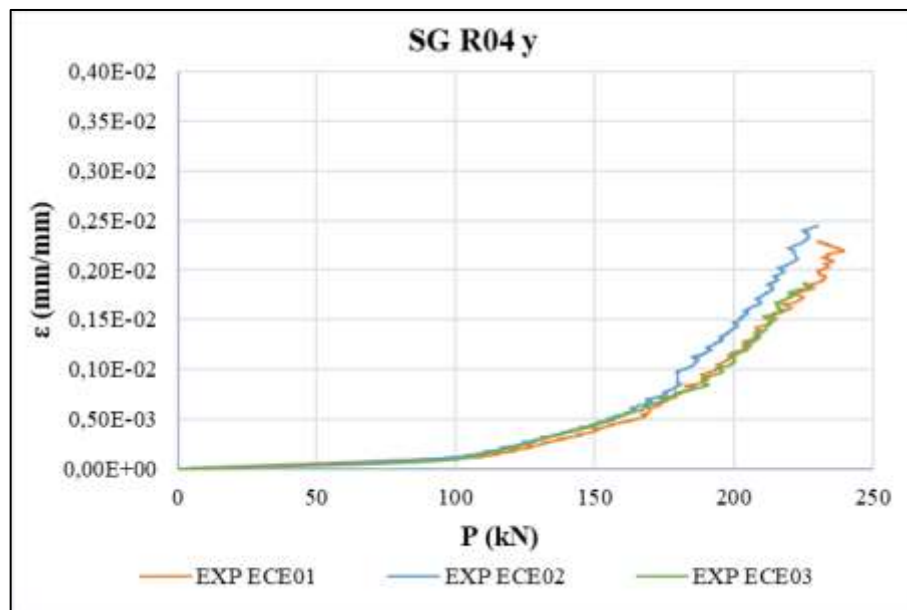


Figura 75 – Série de ligações ECE – SG R04 – Direção y

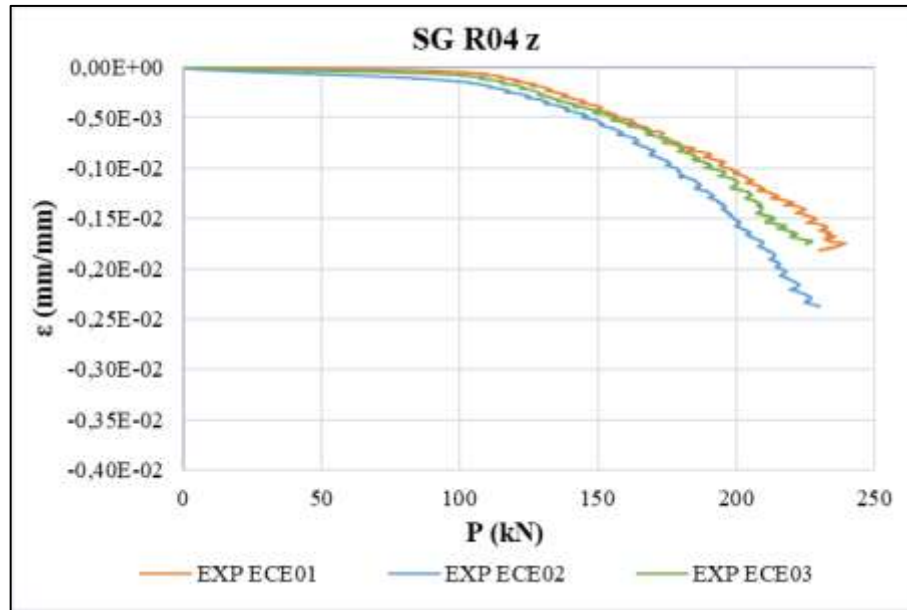


Figura 76 – Série de ligações ECE – SG R04 – Direção z

4.4.4 Limitações dos resultados experimentais

Embora os resultados obtidos na análise experimental sejam de grande relevância para o entendimento do comportamento do objeto de estudo, é necessário levar em conta as importantes limitações que esses resultados possuem. Essas limitações superam aquelas inerentes ao tipo de ensaio, já que os modelos foram modificados ao longo dos ensaios, afastando as condições de contorno daquelas supostas ideais.

As principais fontes de incerteza e limitações do resultado são listadas e comentadas na sequência:

- a) Aparelhos de apoio removíveis: a modificação do sistema de apoio das vigas, alternando de um solidário, composto por chapas soldadas à viga (Figura 21), para um removível, parafusado à viga (Figura 22), acrescentou ao modelo a possibilidade de rotação e deslizamento entre essas peças.

Estas incertezas poderiam ser minoradas caso os aparelhos de apoio fossem fixados como em uma ligação por atrito, mas essa condição era inexecutável pela falta de equipamentos adequados e de precisão nas peças, especialmente devido a deformações dos aparelhos de apoio ao longo dos ensaios;

- b) Sistema estrutural: com a modificação nas condições previstas para os apoios e sistema de aplicação do carregamento, a idealização do modelo como uma viga isostática bi-apoiada foi prejudicada. O atrito entre os componentes do sistema de apoio e o pórtico, e entre a viga de transição e os pontos de aplicação do carregamento (sendo que aqui foi empregada uma placa de elastômero) introduziram restrições ao deslizamento de difícil mensuração. Ou seja, o momento fletor na ligação, que idealmente seria função apenas da ação do carregamento transversal gerado pelo atuador hidráulico, é também função das forças de reação ao deslocamento no sentido longitudinal da viga;
- c) Aperto dos parafusos: embora tenha se empregado um torquímetro de vareta para estimar o nível de pretensão dos parafusos, não é possível assegurar a uniformidade nem o valor da força de pretensão dos parafusos;
- d) Caracterização dos materiais: foi realizada caracterização apenas no aço dos perfis da viga, ainda assim sem a determinação do Módulo de Elasticidade Longitudinal.

Além disso, houve colapso por instabilidade durante o ensaio dos corpos de prova ESE 01 e NE 03. Embora estejam disponíveis resultados para esses corpos de prova, obtidos em ciclos de carregamento executados após os incidentes, neles estão acumulados os efeitos do ciclo em que ocorreu o colapso, inclusive da potencial plastificação localizada em alguns elementos.

Caso uma nova série de corpos de prova seja ensaiada em trabalhos futuros, é recomendável que:

- a) A geometria dos aparelhos de apoio e carregamento seja revisada, podendo ser incluídos dispositivos do tipo rolete, placas de teflon ou Neoprene, conduzindo o modelo a um comportamento mais próximo ao do idealizado como uma viga bi-apoiada. Ainda seria importante inserir algum mecanismo que impeça o deslocamento transversal nos aparelhos de apoio, e o deslocamento transversal relativo entre o aparelho de carregamento e a viga de transição;
- b) Sejam usados mecanismos adequados para o controle do nível de protensão nos parafusos. Opções usuais no mercado, ilustradas na Figura 77, são os parafusos com controle de tensão como os da Série Tenex da Ciser®, que possuem a desvantagem de demandar equipamento específico para instalação, e o

Indicador Direto de Tensão Exata – IDTEX, um dispositivo de aço na forma de arruela, com protuberâncias numa das faces e depressões na face oposta;



Figura 77 – Parafuso Série Tenex da Ciser® (A) e Indicador Direto de Tensão Exata – IDTEX (B). Fonte: <http://www.ciser.com.br/destaques/tenex> e <http://www.ciser.com.br/destaques/idtex>. Acesso em: 02 dez. 2018.

- c) O Plano de Ensaio preveja ao menos um corpo de prova extra, não instrumentado, destinado simples verificação da estabilidade do sistema e do nível de carga de ruptura;
- d) Se considere a adoção de um maior número de corpos de prova por série, ainda que isso implique em um número menor de tipos de ligação ensaiadas;
- e) Sejam extraídos corpos de prova para a caracterização do aço de todos os elementos, inclusive parafusos.

5 ANÁLISE NUMÉRICA

Este Capítulo é dedicado a apresentar os principais aspectos teóricos e práticos da modelagem de ligações flangeadas, utilizando para isso o programa comercial de análise por elementos finitos ANSYS disponível no CEMACOM/PPGEC. Os modelos foram gerados empregando a ANSYS Parametric Design Language (APDL).

5.1 TIPOS DE ELEMENTOS FINITOS

Neste item são apresentados os tipos de elementos adotados nos modelos numéricos, com uma breve discussão sobre os aspectos teóricos fundamentais a compreensão do emprego neste trabalho.

5.1.1 SOLID185

O elemento SOLID185 (ANSYS INC., 2010) possui oito nós com 3 graus de liberdade por nó – translação em x , y e z – e foi desenvolvido para descrever o comportamento de sólidos 3D com propriedades de materiais ortotrópicos. A Figura 78 ilustra o sistema de coordenadas, a localização dos nós e as geometrias possíveis para o elemento, que pode assumir a forma de um prisma hexaédrico, pentaedro, ou ainda de um tetraedro ou de uma pirâmide, configurações não recomendadas mas úteis quando usadas em regiões irregulares. A forma piramidal do elemento é empregada como elemento de transição entre regiões da malha compostas por prismas hexaédricos e tetraédricos.

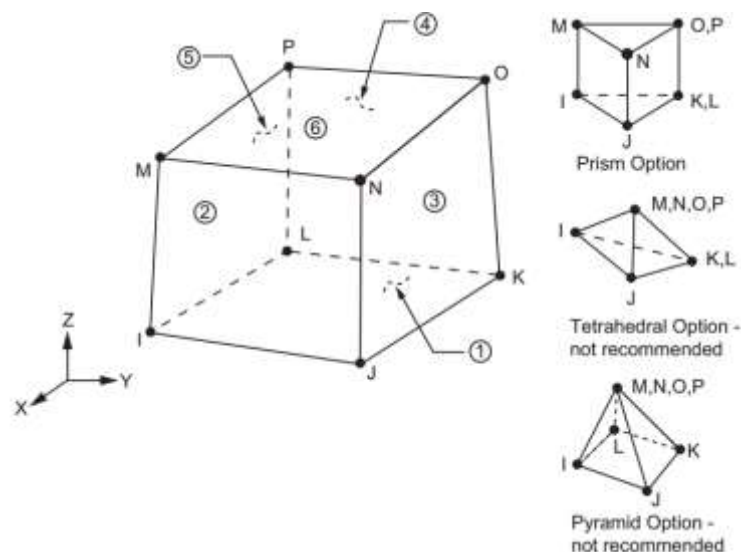


Figura 78 – Elemento SOLID185 (ANSYS INC., 2010)

Esse elemento suporta uma vasta gama de propriedades de materiais, inclusive *Bilinear isotropic hardening*, *Elasticity e Multilinear isotropic hardening*, adotadas nos modelos.

O SOLID185 possui permite representar materiais homogêneos ((KEYOPT(3) = 0) ou em camadas (Layered Structural Solid (KEYOPT(3) = 1)). A partir deste ponto, se refere unicamente à opção homogênea, que é adotada nesse trabalho.

Foram mantidas as KEYOPTS default do programa:

- KEYOPT(2) = 0 – Element technology: Full integration with \bar{B} method;
- KEYOPT(3) = 0 – Layer construction: Structural Solid nonlayered;
- KEYOPT(6) = 0 – Element formulation: Use pure displacement formulation.

Uma das vantagens do uso do elemento SOLID185 sobre elementos de gerações anteriores está na possibilidade de se empregar o método avançados de integração, como o B-bar (\bar{B}), também conhecido como Selective Reduced Integration, para a solução da análise de tensões. Esse método tende a impedir o *volumetric locking* em casos de materiais quase incompressíveis. Porém, este método não previne o *shear locking*.

As funções de forma para matrizes de rigidez são apresentadas nas equações (36), (37) e (38).

$$\begin{aligned}
 u = \frac{1}{8} & \left(u_I(1-s)(1-t)(1-r) + u_J(1+s)(1-t)(1-r) \right. \\
 & + u_K(1+s)(1+t)(1-r) + u_L(1-s)(1+t)(1-r) \\
 & + u_M(1-s)(1-t)(1+r) + u_N(1-s)(1-t)(1+r) \\
 & \left. + u_O(1+s)(1+t)(1+r) + u_P(1-s)(1+t)(1+r) \right) \\
 & + u_1(1-s^2) + u_2(1-t^2) + u_3(1-r^2)
 \end{aligned} \tag{36}$$

$$v = \frac{1}{8} (v_I(1-s) \dots) + \dots \quad \text{análogo a } u \tag{37}$$

$$w = \frac{1}{8} (w_I(1-s) \dots) + \dots \quad \text{análogo a } u \tag{38}$$

O elemento possui 2x2x2 pontos de integração.

Ativada a consideração das não-linearidades geométricas (NLGEOM,ON), a formulação de solução do elemento suporta a análise de materiais submetidos à deformações finitas, tendo, naturalmente, a aplicação para pequenas deformações como um caso particular. Essas formulações são baseadas no Princípio dos Trabalhos Virtuais e são apresentadas em Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications (ANSYS INC., 2009).

A análise sob deformações finitas possui as seguintes características:

- a) A geometria é modificada pela deformação. A geometria deformada em um dado tempo é distinta daquela original, indeformada, e também da deformada em qualquer outro tempo;
- b) As deformações não são infinitesimais;
- c) O tensor de tensões de Cauchy não pode ser atualizado pela simples adição de incrementos, sendo necessário o emprego de um algoritmo que realize a atualização levando em conta as deformações finitas;
- d) É necessário o emprego de análise incremental para simular o comportamento não linear.

5.1.2 CONTA173 E TARGE170

O contato superfície-superfície, entre os componentes das ligações, é descrito pelo par de elementos de contato CONTA173 e TARGE170, sendo que a malha de elementos de cada superfície foi gerada através do comando *ESURF*. O comando *ESURF* gera elementos de contato sobrepostos às faces livres de um grupo de elementos (SOLID185, nesse caso específico) selecionados.

Um par de elementos de contato é identificado pelo programa como tal quando ambos os elementos possuem o mesmo *Real Constant Number ID*. A Figura 79 ilustra o funcionamento desta associação.

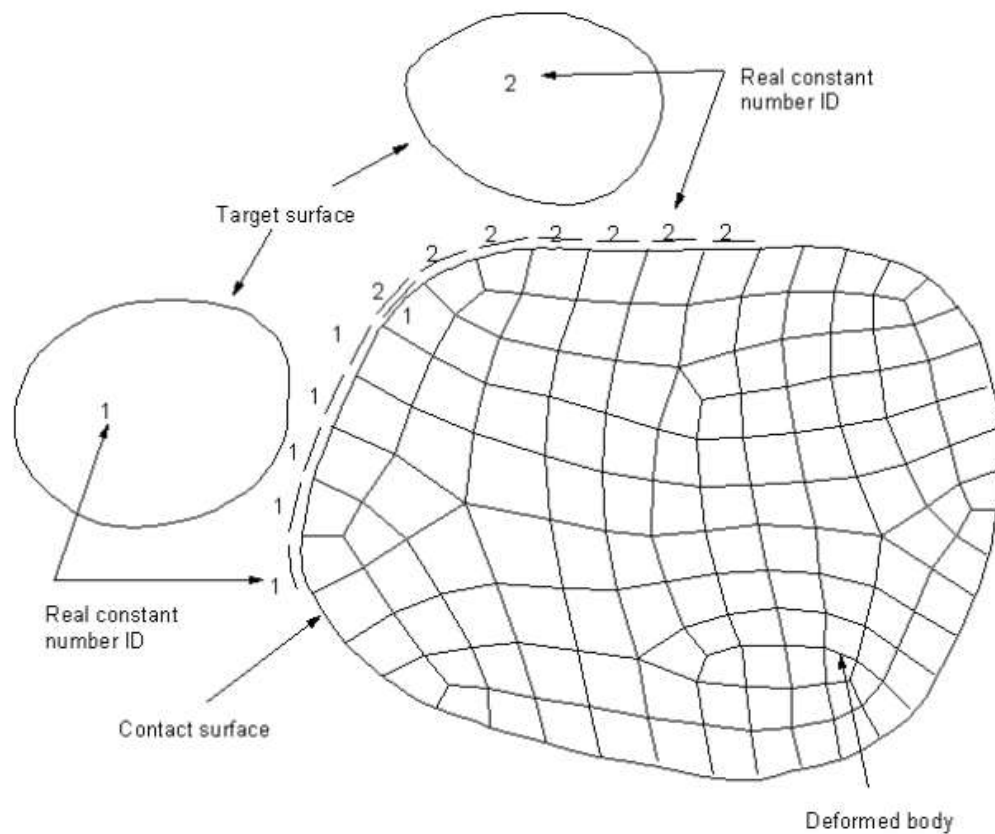


Figura 79 – Pares de elementos de contato (ANSYS INC., 2004)

O par de elementos de contato é constituído por um elemento que define a superfície de contato e outro que define a superfície “alvo” da primeira. Os elementos associados ao “alvo” podem ser configurados considerando uma superfície rígida, condição padrão do ANSYS e que resulta em um contato do tipo rígido-flexível, ou flexível, resultando em contato do tipo flexível-flexível. Os modelos desenvolvidos utilizam elementos TARGE170 para descrever as superfícies “alvo”, configurados para descrever o contato do tipo rígido-flexível.

Como ilustrado na Figura 80, a superfície alvo pode ser considerada, simplificadamente, uma entidade geométrica no espaço que identifica e responde quando um ou mais elementos de contato penetra um segmento de elemento “alvo”. A forma dos elementos TARGE170 *default* para superfícies de sólidos 3D é o triângulo com três nós.

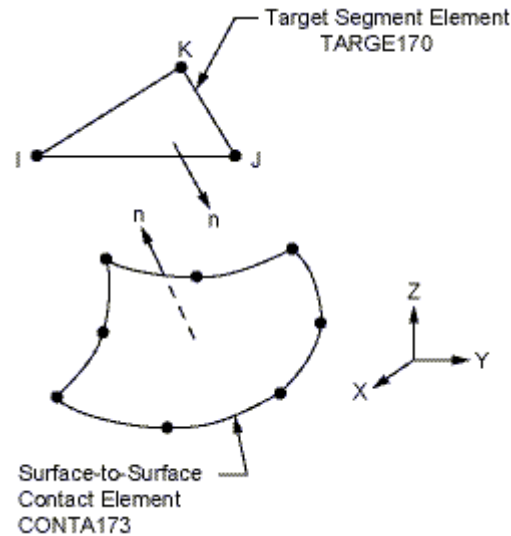


Figura 80 – Elementos de contato. (ANSYS INC., 2010)

Em cada região de contato é necessário fazer a opção de qual elemento será associado a cada uma das superfícies. Para contato do tipo rígido-flexível é óbvia a associação da superfície mais rígida ao elemento TARGE170, sendo que o *ANSYS Contact Technology Guide* (ANSYS INC., 2004) apresenta outras considerações que devem ser levadas em conta na designação dos elementos:

- Se uma superfície convexa deverá entrar em contato com uma superfície plana ou côncava, a superfície plana ou côncava deve ser a superfície alvo;
- Se o contato se dará entre superfícies com malhas de densidades diferentes, a superfície com malha comparativamente mais densa será associada ao elemento de contato e de malha mais grosseira será designada como superfície alvo;
- Se uma das superfícies é mais rígida que a outra, a superfície mais rígida será a superfície alvo;
- Em contato superfície-superfície envolvendo elementos de ordem diferente, a superfície com elementos de mais alta ordem será associada aos elementos contato;
- Quando uma superfície é flagrantemente maior do que a outra superfície, como onde uma superfície envolve a outra, a superfície maior deve ser definida como superfície alvo.

O controle do comportamento dos elementos de contato superfície-superfície demanda o emprego de várias constantes reais e KEYOPTs. A Tabela 3 apresenta as constantes reais associadas ao par de elementos de contato, sendo que as constantes R1 e R2 são usadas para definir a geometria dos elementos associados à superfície alvo e as demais para customizar os associados à superfície de contato.

Tabela 3 - Resumo das constantes reais dos elementos de contato (ANSYS INC., 2004)

Constante		Descrição	Valor <i>Default</i> ANSYS
nº	Nome		
1	R1	Raio da superfície alvo	0
2	R2	Espessura do superelemento	1
3	FKN	Fator para rigidez normal ao contato (Método da Penalidade)	1
4	FTOLN	Fator de tolerância à penetração	0.1
5	ICONT	Fator de ajuste do contato inicial	0
6	PINB	Define a região "pinball"	[1]
7	PMAX	Limite superior da penetração inicial	0
8	PMIN	Limite inferior da penetração inicial	0
9	TAUMAX	Máxima tensão de atrito	1.00E+20
10	CNOF	Offset da superfície de contato	0
11	FKOP	Fator de rigidez aplicado quando o contato abre	1
12	FKT	Fator para rigidez tangencial ao contato (Método da Penalidade)	1
13	COHE	Coefficiente de coesão	0
14	TCC	Condutância térmica do contato	0
15	FHTG	Fator peso de aquecimento por atrito	1
16	SBCT	Constante de Stefan-Boltzmann	0
17	RDVF	Fator de radiação	1
18	FWGT	Fator de distribuição de calor	0.5
19	ECC	Condutância ou capacitância elétrica	0
20	FHEG	Fator de dissipação energia elétrica transformada em calor	1
21	FACT	Relação entre coeficientes de atrito estático e dinâmico	1
22	DC	Coefficiente de decaimento para atrito estático/dinâmico	0
23	SLTO	Deslizamento elástico admissível	1%
24	Em branco		
25	TOLS	Fator de tolerância que prolonga a superfície alvo	[2]
26	MCC	Permeabilidade magnética	0

[1] Depende da superfície alvo (rígida ou flexível), da consideração de não linearidades geométricas, do KEYOPT(9), KEYOPT(12) e CNOF.

[2] 10% do comprimento do alvo se NLGEOM,OFF/ 2% do comprimento do alvo se NLGEOM,ON.

Embora a recomendação do *ANSYS Contact Technology Guide* (ANSYS INC., 2004) seja de manter as configurações originais das KEYOPTs, é possível realizar alterações para otimizar a solução de problemas específicos. A Tabela 4 resume as KEYOPTs do elemento CONTA173, ao mesmo tempo em que apresenta as opções *default*, existem também seis KEYOPTs para o elemento TARGE170, apresentados na Tabela 5.

Tabela 4 – Resumo das KEYOPT *default* do elemento CONTA173 (ANSYS INC., 2004)

KEYOPT	Descrição	ANSYS <i>default</i>
1	Seleção graus de liberdade	Manual (requer definição do usuário)
2	Algoritmo de contato	Lagrangiano Aumentado
3	Estado de tensões quando há superelementos	Sem superelementos
4	Localização do ponto de detecção de contato	Gauss Point
5	CNOF/ICONT ajuste	Sem ajuste
6	Em branco	
7	Controle dos passos de incremento de tempo no nível de elemento	Sem controle
8	Seleção de contato assimétrico	Sem seleção
9	Efeito de penetração inicial ou gap	Incluí todos
10	Atualização da rigidez de contato	Entre os passos de carga
11	Efeito de espessura de casca ou viga	Excluído
12	Comportamento da superfície de contato	Unilateral padrão

Tabela 5 – Resumo das KEYOPT *default* do elemento CONTA170 (ANSYS INC., 2013)

KEYOPT	Descrição
1	Ordem do elemento
2	Condições de contorno dos nós do alvo rígido
3	Comportamento da superfície de contato térmico
4	Graus de liberdade configurados como dependentes ou independentes para a geração interna de <i>multipoint constraints</i> (MPCs)
5	Graus de liberdade usados para a geração interna de <i>multipoint constraints</i> (MPCs)
6	Condição de simetria para uma superfície restringida

Na sequência serão analisados os coeficientes reais e KEYOPTs que possuem maior relevância para este trabalho, especialmente aqueles que não serão empregados com seus valores *default*.

5.1.2.1 Comportamento da superfície de contato

O modelo de iteração no contato superfície-superfície pode ser customizado através da definição do KEYOPT(12), estando disponíveis as seguintes opções:

- KEYOPT(12) = 0: Condição *default*, adota modelo unilateral. Ou seja, a pressão normal de contato é igual a zero quando ocorre separação das superfícies;
- KEYOPT(12) = 1: “Perfectly rough”. Modelo unilateral sem deslizamento entre as superfícies. Corresponde ao coeficiente de atrito de valor infinito, ignorando a propriedade de material MU declarada pelo usuário;
- KEYOPT(12) = 2: Uma vez ocorrido o contato esse modelo não permite a separação entre as superfícies, embora permita o deslizamento;

- KEYOPT(12) = 3: “Bonded”. Uma vez ocorrido o contato esse modelo não permite a separação nem o deslizamento entre as superfícies;
- KEYOPT(12) = 4: Não permite a separação entre as superfícies, embora permita o deslizamento, se houver inicialmente pontos de detecção dentro da região *pinball* ou uma vez que haja contato entre as superfícies;
- KEYOPT(12) = 5: Não permite a separação ou deslizamento entre as superfícies, se houver inicialmente pontos de detecção dentro da região *pinball* ou uma vez que haja contato entre as superfícies;
- KEYOPT(12) = 6: Não permite a separação ou deslizamento entre as superfícies, sendo que os pontos de detecção da superfície de contato com estado definido fechado permanecerão aderidos à superfície alvo, enquanto os originalmente definidos como abertos permanecem com esse status.

5.1.2.2 Algoritmo de contato

O ANSYS dispõe de várias opções de algoritmos para tratamento do problema de contato, que podem ser selecionadas através do KEYOPT(2):

- Método Lagrangiano Aumentado (*default*) (KEYOPT(2) = 0);
- Método das Penalidades (KEYOPT(2) = 1);
- Restrição Interna Multiponto (MPC) (KEYOPT(2) = 2);
- Método dos Multiplicadores de Lagrange para o contato normal e Método das Penalidades para o contato tangente (KEYOPT(2) = 3);
- Método dos Multiplicadores de Lagrange Puro para o contato normal e tangente (KEYOPT(2) = 4).

Como descrito no *ANSYS Contact Technology Guide* (ANSYS INC., 2004), o Método das Penalidades utiliza uma mola de contato para estabelecer a relação entre duas superfícies de contato. O método demanda as seguintes constantes reais: FKN e FKS, quaisquer que sejam os valores adotados para o KEYOPT(10), além de FTOLN e SLTO, exigidas quando KEYOPT(10) = 1 ou 2.

Opção de algoritmo de contato *default* do ANSYS, o Método Lagrangiano Aumentado é descrito por SILVA (2009) como um método híbrido do Método das Penalidades e do Método dos Multiplicadores de Lagrange. O Método Lagrangiano Aumentado exige, além das constantes reais empregadas no Método das Penalidades, o FTOLN, que é utilizado como critério de convergência. Comparado ao Método das Penalidades, este método geralmente leva a um melhor condicionamento e é menos sensível à magnitude da rigidez do contato. No

entanto, em algumas análises, pode requerer iterações adicionais, especialmente se a malha deformada for muito distorcida.

O Método dos Multiplicadores de Lagrange “puro” prescinde dos coeficientes reais FKN e FKS, passando a exigir os parâmetros de controle FTOLN e TNOP. Este método normalmente impõe um maior custo computacional que o Método Lagrangiano Aumentado.

O Método com Restrição Interna Multiponto é empregado com KEYOPT(12) = 4, 5 ou 6.

5.1.2.3 Rigidez de contato e penetração permitida

A penetração entre as superfícies alvo e contato depende da rigidez normal de contato. Da mesma forma, o deslizamento entre as superfícies está associado à rigidez tangencial.

Quanto maior a rigidez de contato definida, menor será a penetração ou o deslizamento. Porém, altos valores de rigidez podem provocar o mau condicionamento da matriz de rigidez global e, por consequência, dificultar ou impedir a convergência da solução. Definir valores muito baixos para a rigidez pode resultar em resultados imprecisos ou incorretos para o modelo.

Idealmente, portanto, os valores de rigidez devem ser definidos de forma que geram penetração e deslizamentos suficientemente pequenos, não comprometendo a acurácia do modelo, mas que também garantam o bom condicionamento da matriz de rigidez.

A constante real FKN define um fator para a Rigidez Normal de Contato, usualmente variando entre 0.01 e 1.00. O valor *default* do ANSYS para esta constante é 1.0.

O Método Lagrangiano Aumentado demanda a constante real FTOLN, que é um fator de tolerância de penetração associado à direção normal à superfície. O FTOLN assume sempre um valor menor que 1.0, sendo usualmente menor que 0.2 e com *default* de 0.1. O limite de penetração é dado pela multiplicação de FTOLN pela espessura média do elemento finito adjacente. Caso FTOLN assume um valor negativo, este valor será o limite absoluto de penetração e não mais um fator.

O ANSYS define automaticamente a Rigidez Tangencial de Contato, que é proporcional ao MU e à rigidez normal FKN, a rigidez tangencial *default* corresponde a FKT = 1. Quando KEYOPT(10) = 1 ou 2, ou quando KEYOPT(2) = 3, o ANSYS atualiza a Rigidez Tangencial de Contato baseado na pressão normal de contato (PRES) e no máximo deslizamento elástico permitido (SLTO).

O valor *default* para a constante real SLTO é 1%, podendo ser alterado pelo usuário. Um aumento do valor facilitará a convergência, sob o risco de prejudicar a precisão dos resultados.

5.1.2.4 Atualização da rigidez de contato

A rigidez de contato dos elementos, tanto normal quanto tangencial, pode ser atualizada durante a análise do modelo.

Quando o Método Lagrangiano Aumentado, ou das Penalidades, é adotado a atualização da rigidez é controlada pela KEYOPT(10), sendo que a recomendação disponível no *ANSYS Contact Technology Guide* (ANSYS INC., 2004) é da adoção do KEYOPT(10) = 1. As opções disponíveis de configuração são as seguintes:

- KEYOPT(10) = 0: a rigidez de contato será atualizada a cada passo de carga se FKN ou FKT for redefinido pelo usuário;
- KEYOPT(10) = 1: a rigidez de contato normal será atualizada a cada *substep* com base na tensão média dos elementos subjacentes no *substep* anterior e na penetração permitida, FTOLN, exceto no primeiro *substep* do primeiro passo de carga. A rigidez normal de contato default para o primeiro *substep* do primeiro passo de carga é a mesma que a da KEYOPT(10) = 0. A tensão de contato tangencial será atualizada a cada iteração com base na pressão de contato, MU, e no deslizamento permitido (SLTO);
- KEYOPT(10) = 2: a rigidez de contato normal será atualizada a cada iteração com base na tensão média dos elementos subjacentes e na penetração permitida, FTOLN, exceto na primeira iteração. A rigidez normal de contato default para o a primeira iteração é a mesma que a da KEYOPT(10) = 0. A tensão de contato tangencial será atualizada a cada iteração com base na pressão de contato, MU, e no deslizamento permitido (SLTO);
- KEYOPT(10) = 3: idem KEYOPT(10) = 0, exceto pela rigidez e as configurações não serem a média dos elementos de contato no par de contato;
- KEYOPT(10) = 4: idem KEYOPT(10) = 1, exceto pela rigidez e as configurações não serem a média dos elementos de contato no par de contato;
- KEYOPT(10) = 5: idem KEYOPT(10) = 2, exceto pela rigidez e as configurações não serem a média dos elementos de contato no par de contato.

Quando o Método dos Multiplicadores de Lagrange (KEYOPT(2) = 3 OU 4) o algoritmo MPC (KEYOPT(2) = 2) são adotados, o KEYOPT(10) é ignorado.

5.1.3 PRETS179

Para aplicar a protensão inicial aos parafusos pode-se adotar o elemento PRETS179, apresentado na Figura 81. O elemento possui apenas um grau de liberdade de translação, na direção da carga. O elemento é aplicado às seções criadas pelo comando PSMESH.

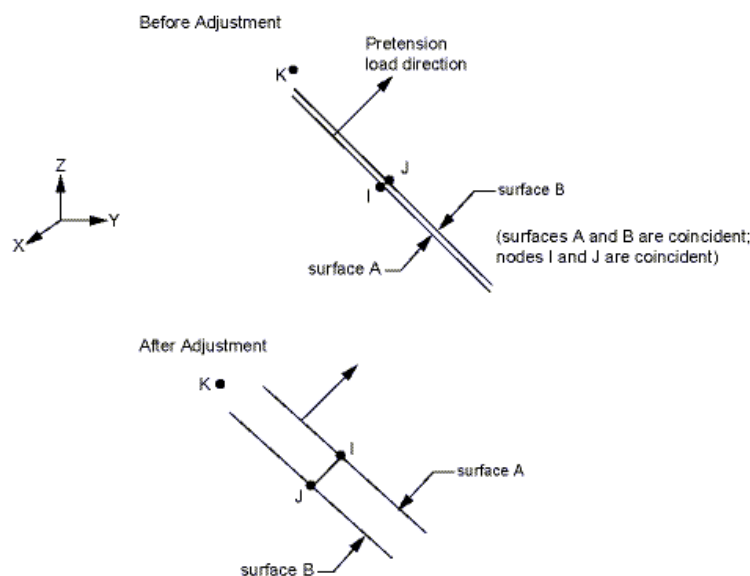


Figura 81 – Elemento PRETS179. (ANSYS INC., 2010)

5.1.4 LINK180

O LINK180 é um elemento uniaxial, com três graus de liberdade por nó: translações em x, y e z. Esse elemento foi adotado apenas para simular a rigidez à tração/compressão da viga de transição.

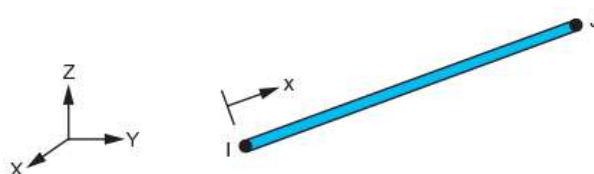


Figura 82 – Elemento LINK180. (ANSYS INC., 2010)

5.2 MATERIAIS

Excetuando os componentes em que foi considerado material elástico, as ligações foram modeladas empregando três modelos constitutivos de material, recorrentes nas publicações sobre o tema:

- a) Bi Linear Elastoplástico Perfeito;
- b) Tri Linear (BAEI; GHASSEMIEH; GOUDARZI, 2012 e ZEINODDINI-MEIMAND; GHASSEMIEH; KIANI, 2014): Dois modelos constitutivos são propostos, um para chapas e perfis (A), apresentado na Figura 83 e outro para os parafusos (B), Figura 84.

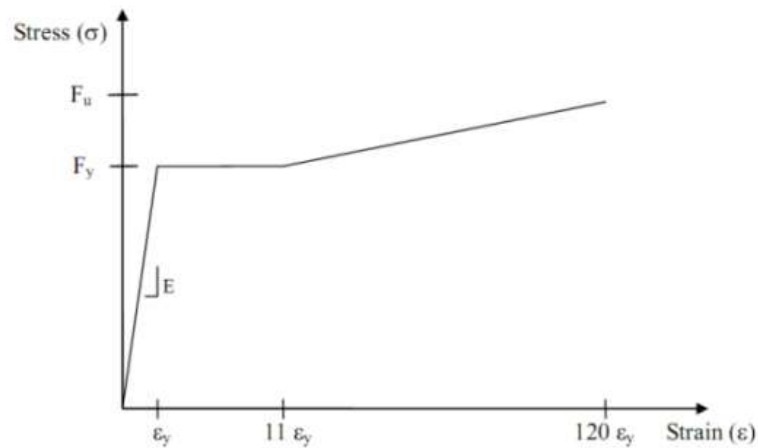


Figura 83 – Modelo constitutivo Tri Linear (BAEI; GHASSEMIEH; GOUDARZI, 2012 e ZEINODDINI-MEIMAND; GHASSEMIEH; KIANI, 2014)(A)

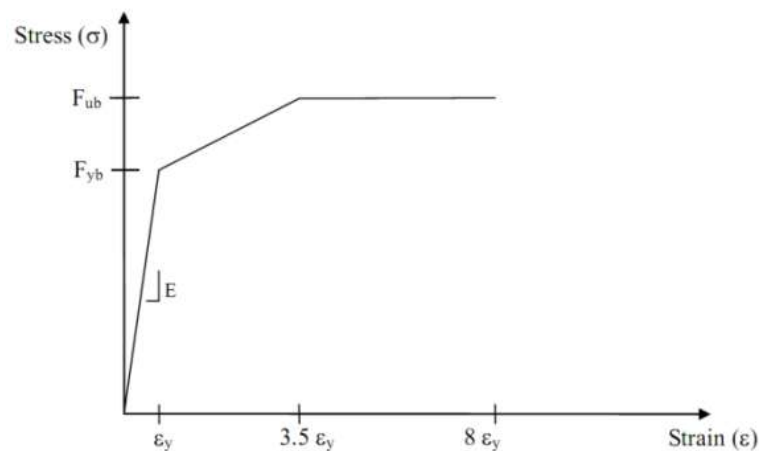


Figura 84 – Modelo constitutivo Tri Linear (BAEI; GHASSEMIEH; GOUDARZI, 2012 e ZEINODDINI-MEIMAND; GHASSEMIEH; KIANI, 2014)(B)

- c) Tri Linear (BAHAARI; SHERBOURNE, 2000 e KUKRETI; ZHOU, 2006):
Dois modelos constitutivos são propostos, um para chapas e perfis (A),
apresentado na Figura 85 e outro para os parafusos (B), Figura 86.

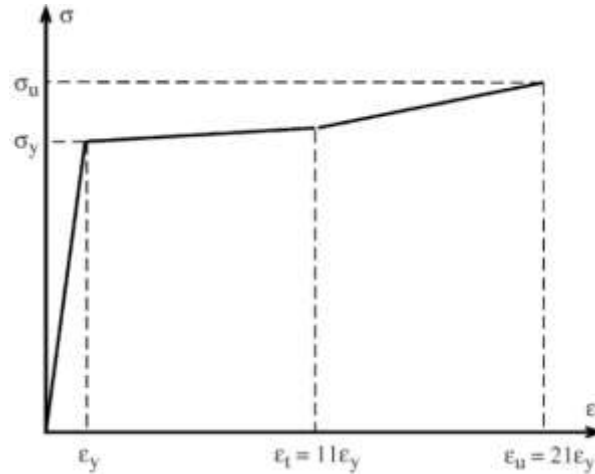


Figura 85 – Modelo constitutivo Tri Linear (BAHAARI; SHERBOURNE, 2000 e KUKRETI; ZHOU, 2006)(A)

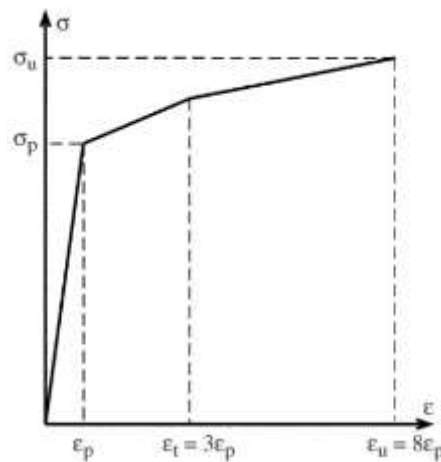


Figura 86 – Modelo constitutivo Tri Linear (BAHAARI; SHERBOURNE, 2000 e KUKRETI; ZHOU, 2006)(B)

Para a tensão de ruptura dos materiais foi adotado o valor teórico em todos os modelos numéricos. Já para a tensão de escoamento foram testadas três hipóteses: o valor teórico, a média e a média mais duas vezes o desvio padrão dos ensaios de caracterização do material. Como foram realizados ensaios de caracterização do aço dos perfis da viga (ASTM A572 Gr50), para os demais materiais os valores “experimentais” foram sugeridos por analogia aos obtidos nos ensaios realizados. A Tabela 6 resume os valores adotados para cada material.

Tabela 6 – Valores adotados para a tensão de escoamento

	ASTM A572 Gr50	ASTM A36*	ASTM A325*
f_y teórico [MPa]	345	250	635
μ [MPa]	364	263	669
σ [MPa]	13,45	9,74	24,75
μ+2*σ [MPa]	390	283	719
*extrapolado a partir do ASTM A572 Gr50			

5.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO

As condições de contorno aplicadas ao modelo podem ser resumidas fundamentalmente em:

- a) Ações:
 - Peso próprio dos elementos;
 - Carregamento estático;
 - Protensão dos parafusos.
- b) Restrições do deslocamento.

5.3.1 Peso próprio dos elementos

O peso próprio dos elementos é considerado pela declaração do peso específico nas propriedades dos materiais e a inclusão, na análise, de aceleração equivalente à gravitacional.

5.3.2 Protensão dos parafusos

A protensão dos parafusos é aplicada a uma seção definida no corpo dos parafusos, através no emprego no elemento PRETS179.

A força de protensão aplicada equivale a 50% da tensão de escoamento dos parafusos. A definição desse valor se deu pela consideração da ligação como transmitindo as potenciais solicitações de cisalhamento na viga apenas pelo cisalhamento dos parafusos. Além disso, buscou-se aproximar as condições da análise experimental, em que a protensão dos parafusos não teve a precisão nem a intensidade suficiente para que se pudesse considerar a hipótese de transmissão do cisalhamento pelo atrito entre as chapas de topo da ligação.

A aplicação da protensão é realizada de forma incremental, em no mínimo 5 passos.

5.3.3 Carregamento estático

O carregamento estático, equivalente àquele aplicado pelo atuador na análise experimental, foi aplicado como pressão uniformemente distribuída sobre uma chapa auxiliar, sobreposta ao aparelho de aplicação de carga, como na Figura 87. O emprego dessas chapas auxiliares, ligadas por elementos LINK180, permite aproximar o efeito da viga de transição, que restringe o deslocamento relativo dos aparelhos de aplicação de carga.

A aplicação do carregamento é realizada de forma incremental, em no mínimo 20 passos.

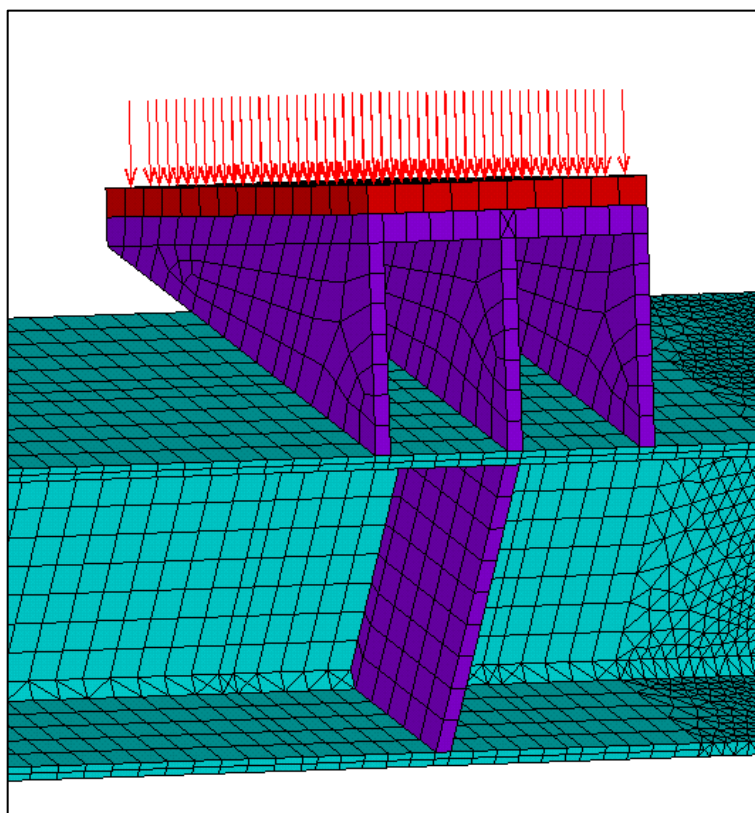


Figura 87 – Representação da aplicação de pressão sobre um ponto de carga

5.3.4 Restrições do deslocamento

Simulando a condição dos corpos de prova ensaiados na etapa experimental, foram adicionadas chapas auxiliares sob os aparelhos de apoio e restringidos todos os graus de liberdade dos nós da face inferior da chapa, como pode ser observado na Figura 88.

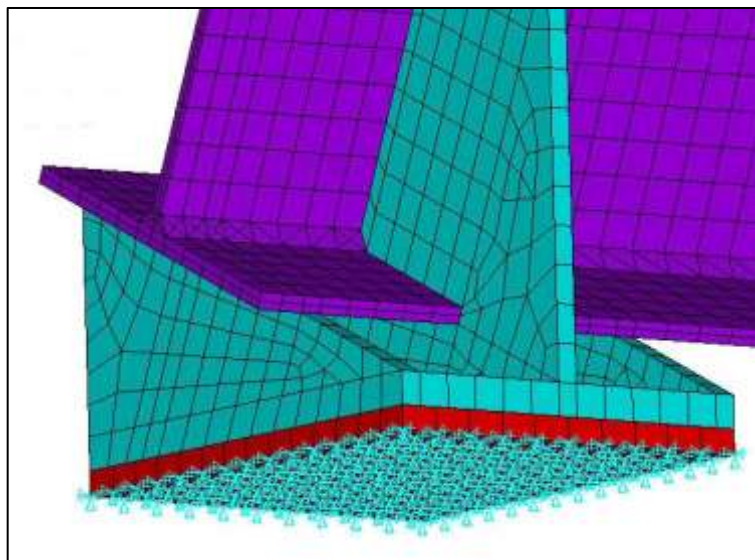


Figura 88 – Vinculação em chapa de apoio do modelo

Entre a chapa auxiliar e o aparelho de apoio da viga foi inserido um par de elementos de contato, em toda a superfície coincidente.

5.4 MODELOS

Os modelos numéricos foram desenvolvidos em ANSYS Parametric Design Language – APDL, tendo base em scripts desenvolvidos por DÍAZ et al., (2010) e disponibilizados em link no artigo “*FE model of beam-to-column extend end-plate joints*”. As rotinas APDL são desenvolvidas para que, estando definidas as propriedades dos materiais, elementos e condições de contorno, baste entrar com as dimensões dos elementos de cada ligação para que o modelo seja gerado automaticamente.

A Figura 89 apresenta como está organizada a geração dos modelos, com o encadeamento lógico do código principal e suas sub-rotinas.

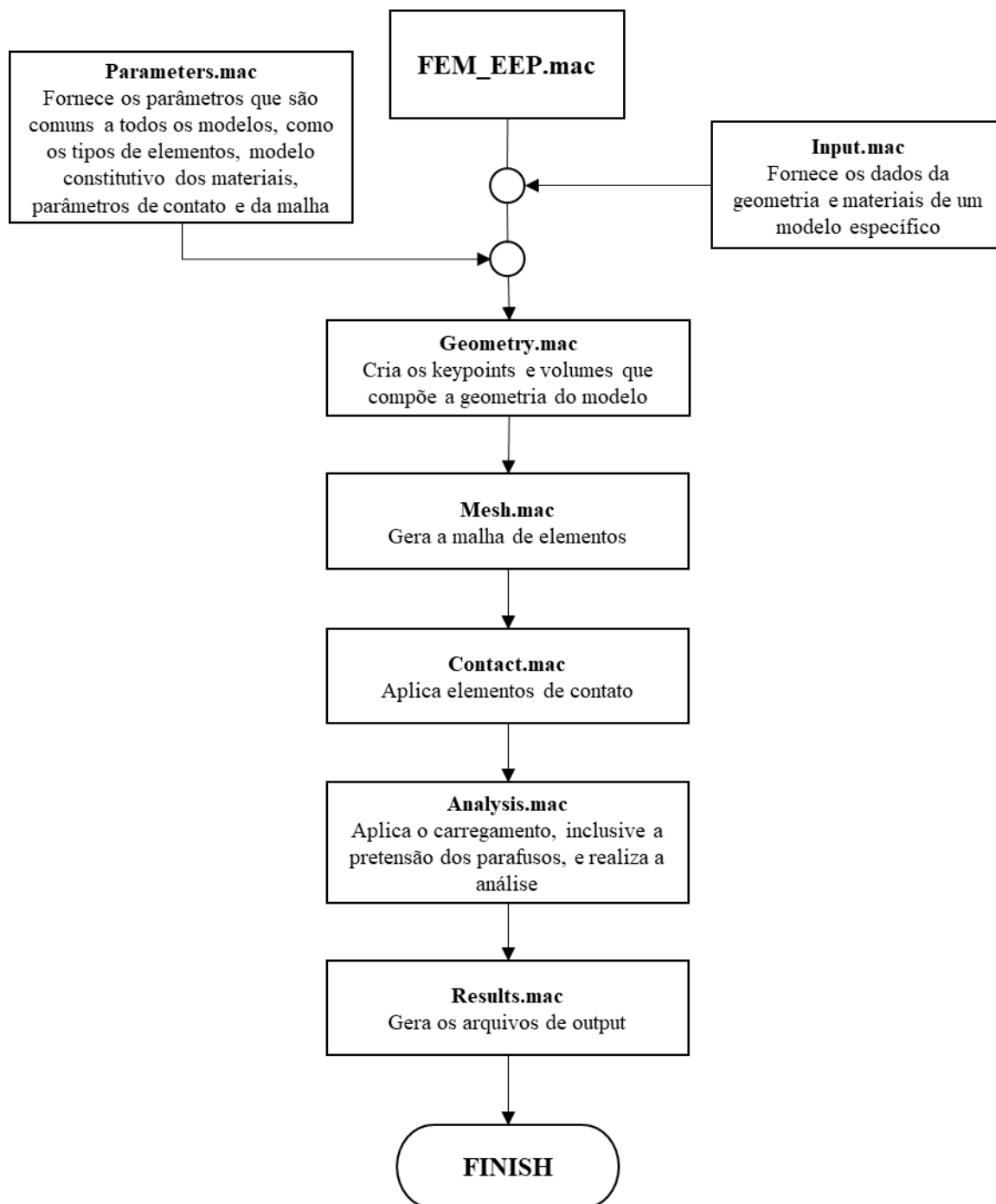


Figura 89 – Organograma da geração dos modelos numéricos

5.4.1 FEM_EP.mac

O arquivo *FEM_EP.mac* contém o código principal, que apenas executa as sub-rotinas.

5.4.2 Input.mac

A entrada de dados se dá através de um arquivo com os dados geométricos e de material dos elementos que compõe a ligação.

Os dados de entrada que determinam a geometria dos modelos estão indicados na Figura 90, Figura 91, Figura 92, Figura 93, Figura 94, Figura 95 e na Figura 96.

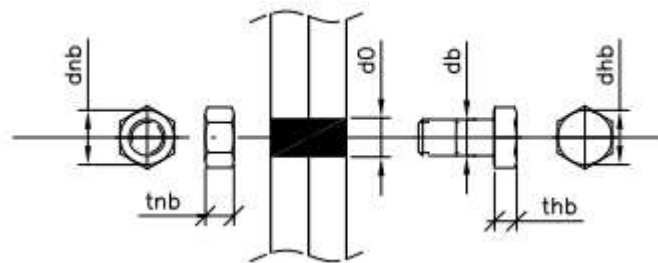


Figura 90 – Dados de entrada dos parafusos – válido para todos os modelos

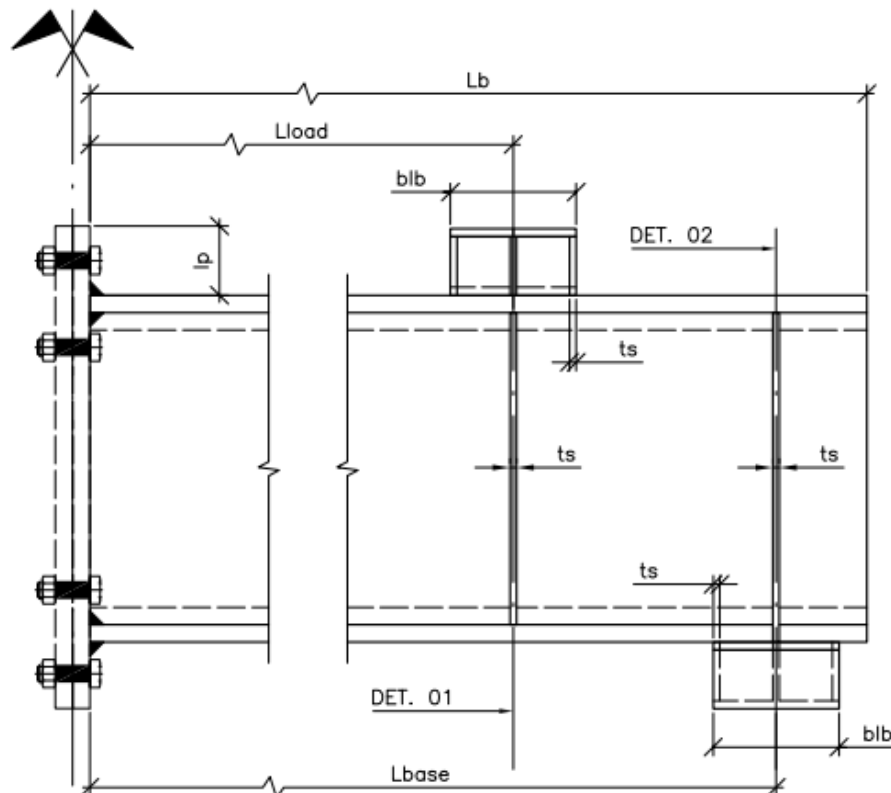


Figura 91 – Dados de entrada dos apoios, pontos de aplicação de carga e comprimento da viga – válido para todos os modelos

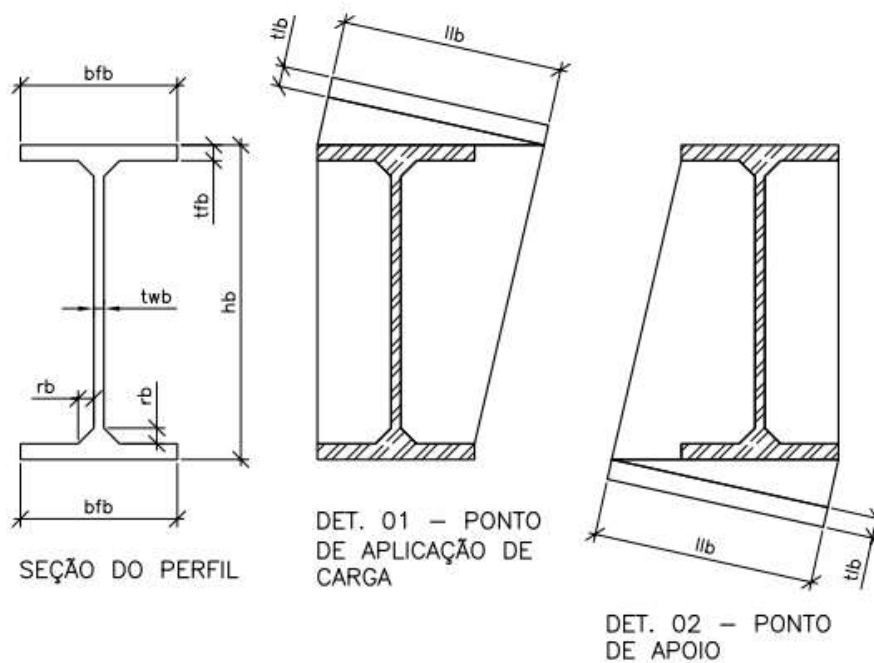


Figura 92 – Dados de entrada da seção da viga, apoios e pontos de aplicação de carga -- válido para todos os modelos

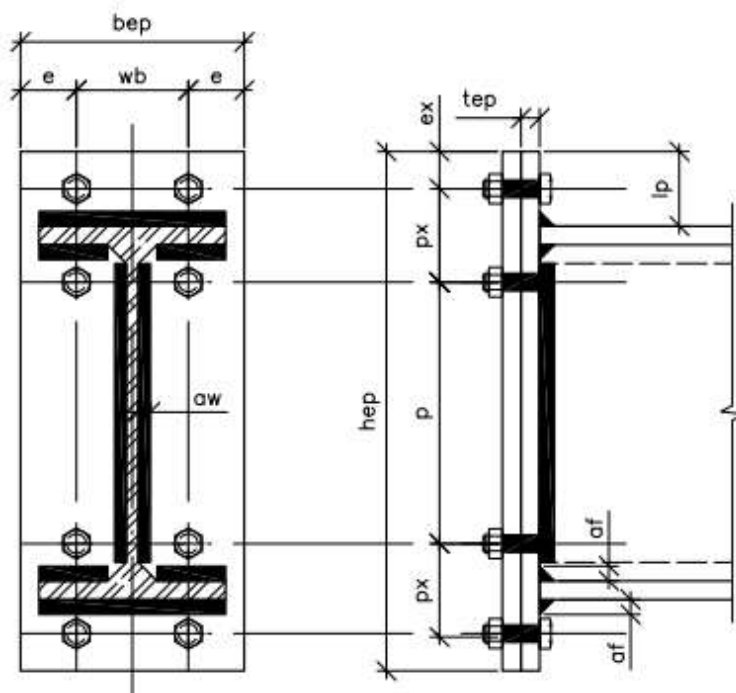


Figura 93 – Dados de entrada da chapa de topos, furação e solda – Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor

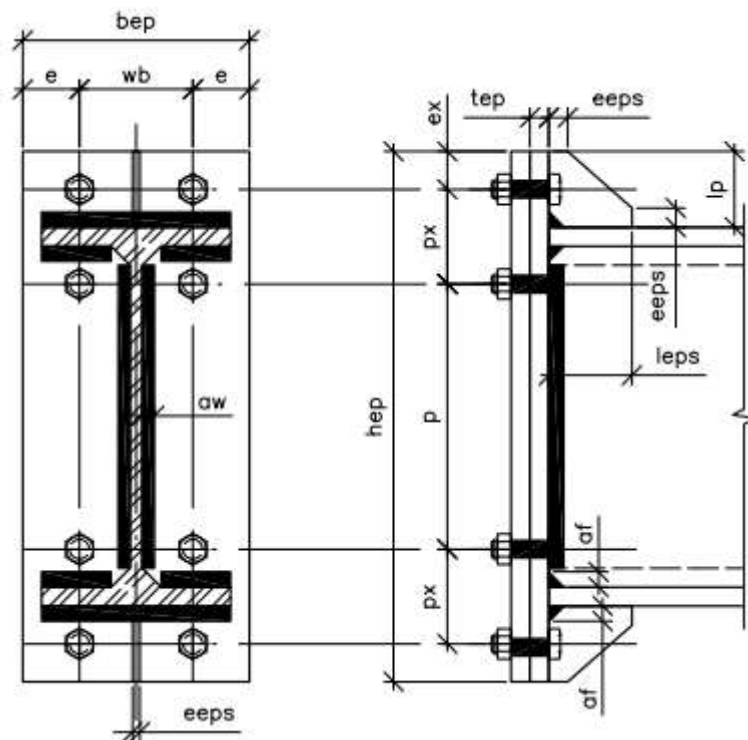


Figura 94 – Dados de entrada da chapa de topos, furação e solda – Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor

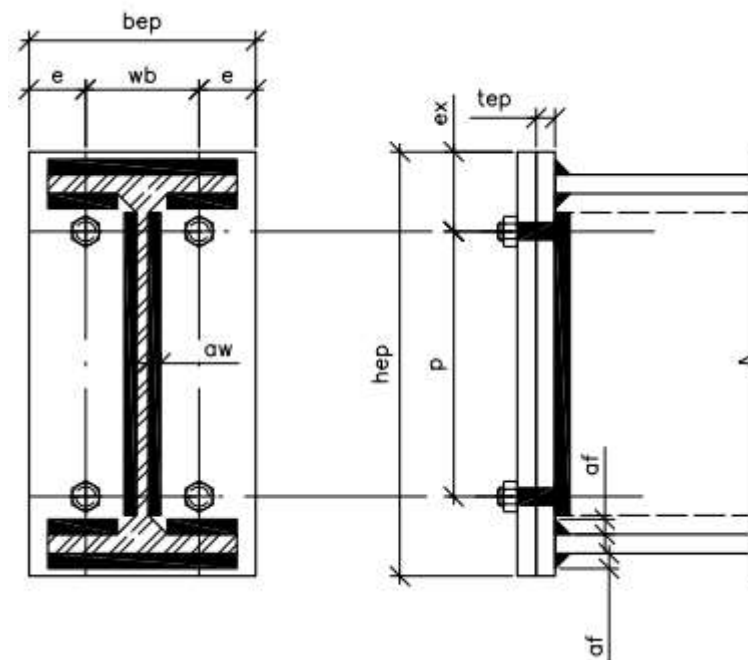


Figura 95 – Dados de entrada da chapa de topos, furação e solda – Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida

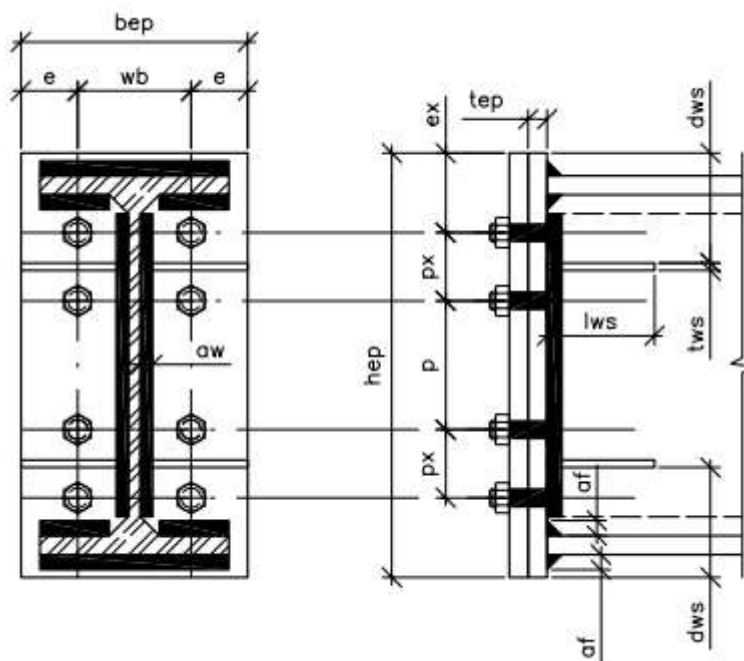


Figura 96 – Dados de entrada da chapa de topos, furação e solda – Chapa de topo estendida com enrijecedor

5.4.3 Parameters.mac

No arquivo *Parameters.mac* são declarados e armazenados parâmetros que serão empregados nos próximos passos da geração do modelo, especialmente:

- a) Parâmetros dos elementos:
 - Tipos de elementos;
 - Dimensão máxima dos elementos em cada região da malha;
 - Keyopts.
- b) Materiais:
 - Modelos constitutivos (Tabela 7);
 - Peso Específico;
 - Coeficiente de atrito.

Tabela 7 – Quadro resumo dos parâmetros dos componentes

Componentes	Element Types		Material Props					
	ET		MP	Aço	Modelos Constitutivos			
					Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4
Beam - Flange/ Root Radius	1	SOLID185	1	ASTM A572 Gr50	(E)	(B)	(T1)	(T2)
Beam - Web	1	SOLID185	2	ASTM A572 Gr50	(E)	(B)	(T1)	(T2)
End Plate/ EP Stiffeners	3	SOLID185	5	ASTM A36	(E)	(B)	(T1)	(T2)
Bolt - Nut/Head	4	SOLID185	6	ASTM A325	(E)	(B)	(T1)	(T2)
Bolt - Shank	4	SOLID185	7	ASTM A325	(E)	(B)	(T1)	(T2)
Supports/ Web Stiffeners	7	SOLID185	8	-	(E)	(E)	(E)	(E)
Weld	3	SOLID185	9	ASTM A572 Gr50	(E)	(B)	(T1)	(T2)
Truss	8	LINK180	13	-	(E)	(E)	(E)	(E)

(E) – Elástico
(B) – Bi-Linear Elasto-Plástico Perfeito
(T1) – Tri-linear (BAEI; GHASSEMIEH; GOUDARZI (2012) / ZEINODDINI-MEIMAND;
GHASSEMIEH; KIANI (2014))
(T2) – Tri-linear (BAHAARI Y SHERBOURNE (2000) / KURETRI Y ZHOU (2006))

5.4.4 Geometry.mac

O arquivo *Geometry.mac* é responsável pela geração da geometria dos modelos, a partir das informações fornecidas nos arquivos de Input e *Parameters.mac* empregando sub-rotinas e seguindo a sequência apresentada na Figura 97.

5.4.5 Mesh.mac

O código armazenado no arquivo *Mesh.mac* é responsável por gerar a malha de elementos finitos de cada componente da ligação e aplicar as restrições ao deslocamento, na sequência sintetizada na Figura 98.

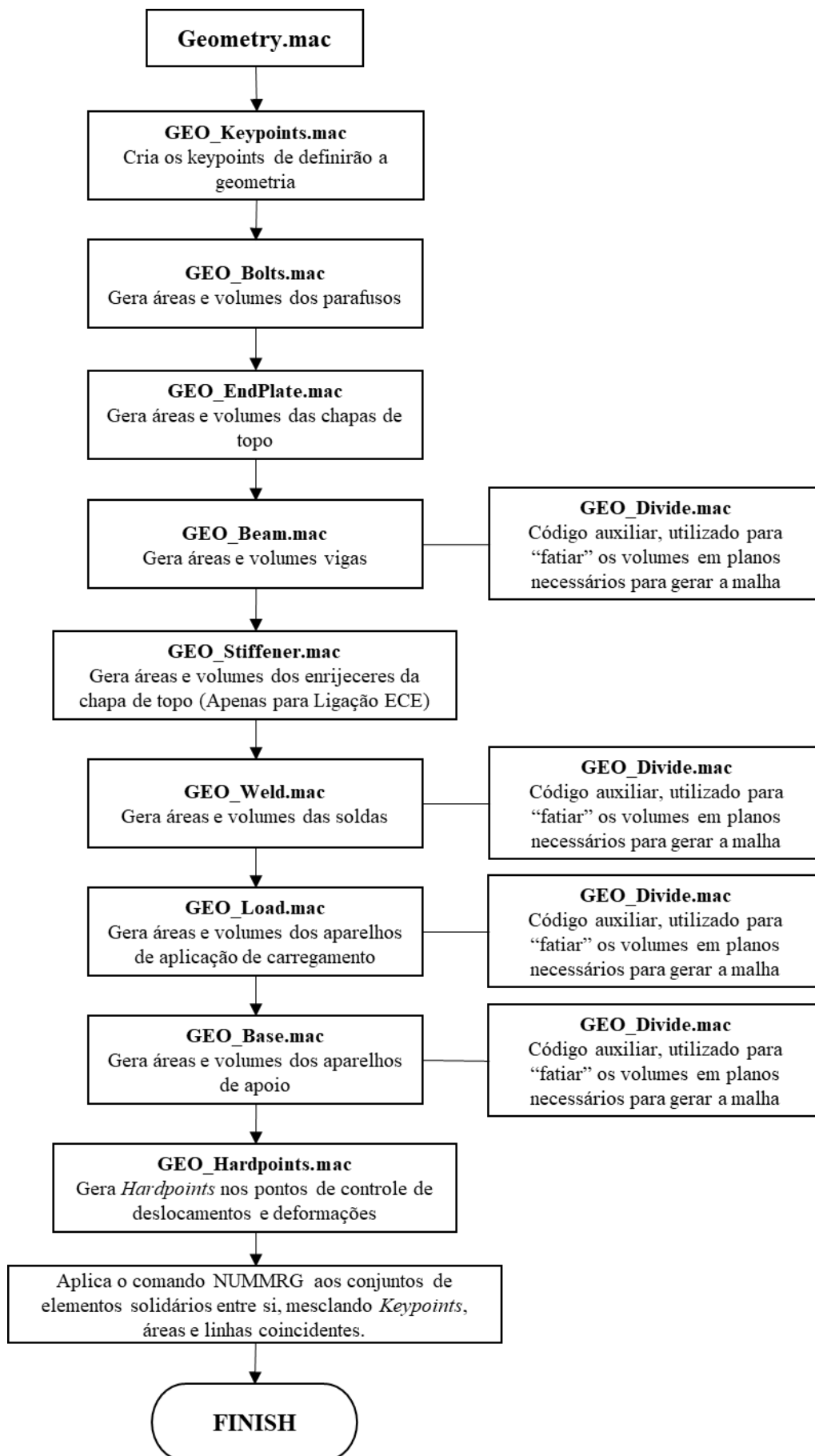


Figura 97 – Organograma da geração da geometria do modelo

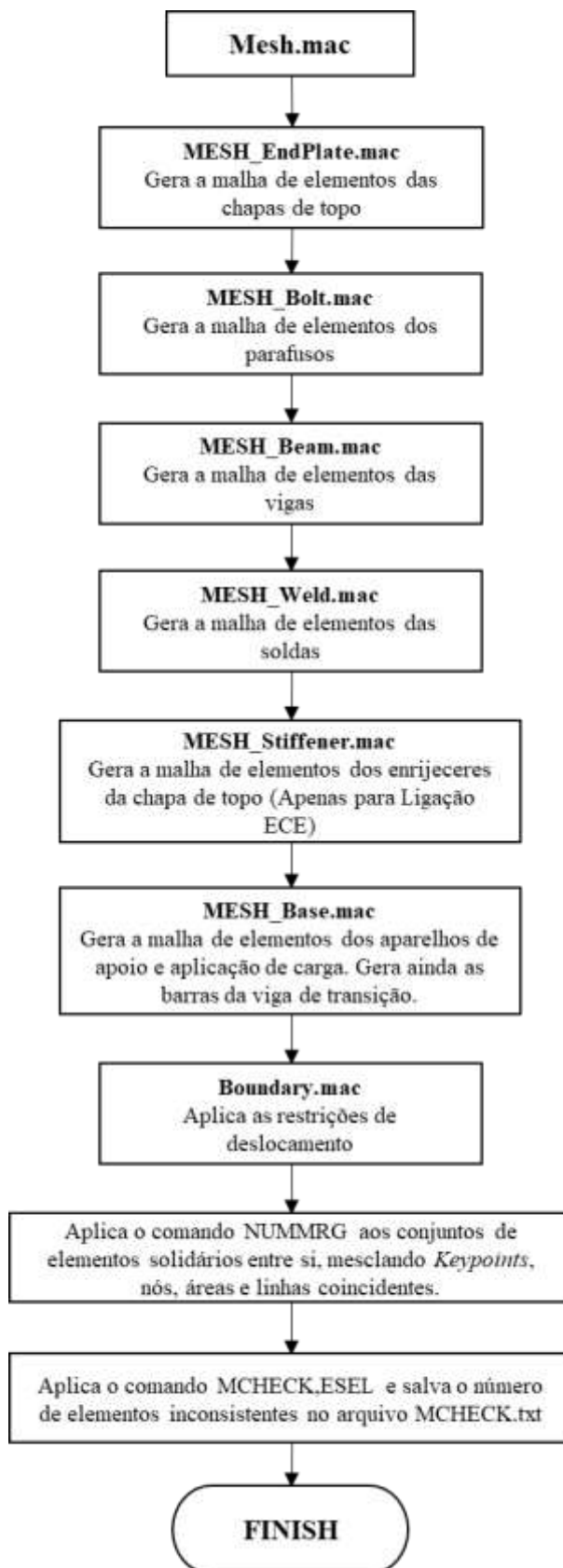


Figura 98 – Organograma da geração da malha do modelo

5.4.6 Contact.mac

A geração dos pares de contato compostos por elementos TARGE170-CONTA173 é realizada a partir da sub-rotina contida no arquivo *Contact.mac*. A Tabela 8 apresenta exemplos de pares de contato adotados nos modelos.

Tabela 8 – Pares de contato adotados nos modelos

TARGE170	CONTA173
Chapa de topo	Cabeças dos parafusos
Chapa de topo	Porcas
Chapa de topo	Chapa de topo
Aparelho de apoio	Placa base
Aparelho de carga	Viga de transição

5.4.7 Analysis.mac

O código APDL armazenado no arquivo *Analysis.mac* permite a configuração da análise a ser realizada com as seguintes opções:

a) Tipo de análise:

- *Analysis = 0* – Não realiza a análise do modelo;
- *Analysis = 1* – Ignora efeitos de grande deslocamento (NLGEOM,OFF). Não aplica protensão nos parafusos. Não permite ciclo de descarregamento;
- *Analysis = 2* – Considera efeitos de grande deslocamento (NLGEOM,ON).

b) Protensão dos parafusos:

- *Boltpreload = 0* – Não aplica protensão;
- *Boltpreload = 1* – Aplica protensão.

c) Peso próprio:

- *Density = 0* – Não aplica aceleração;
- *Density = 1* – Aplica aceleração.

d) Ciclo de descarregamento:

- *Unload = 0* – Não aplica ciclo de descarregamento;
- *Unload = 1* – Aplica ciclo de descarregamento.

O código segue a sequência de passos apresentada na Figura 99 e na Figura 100.

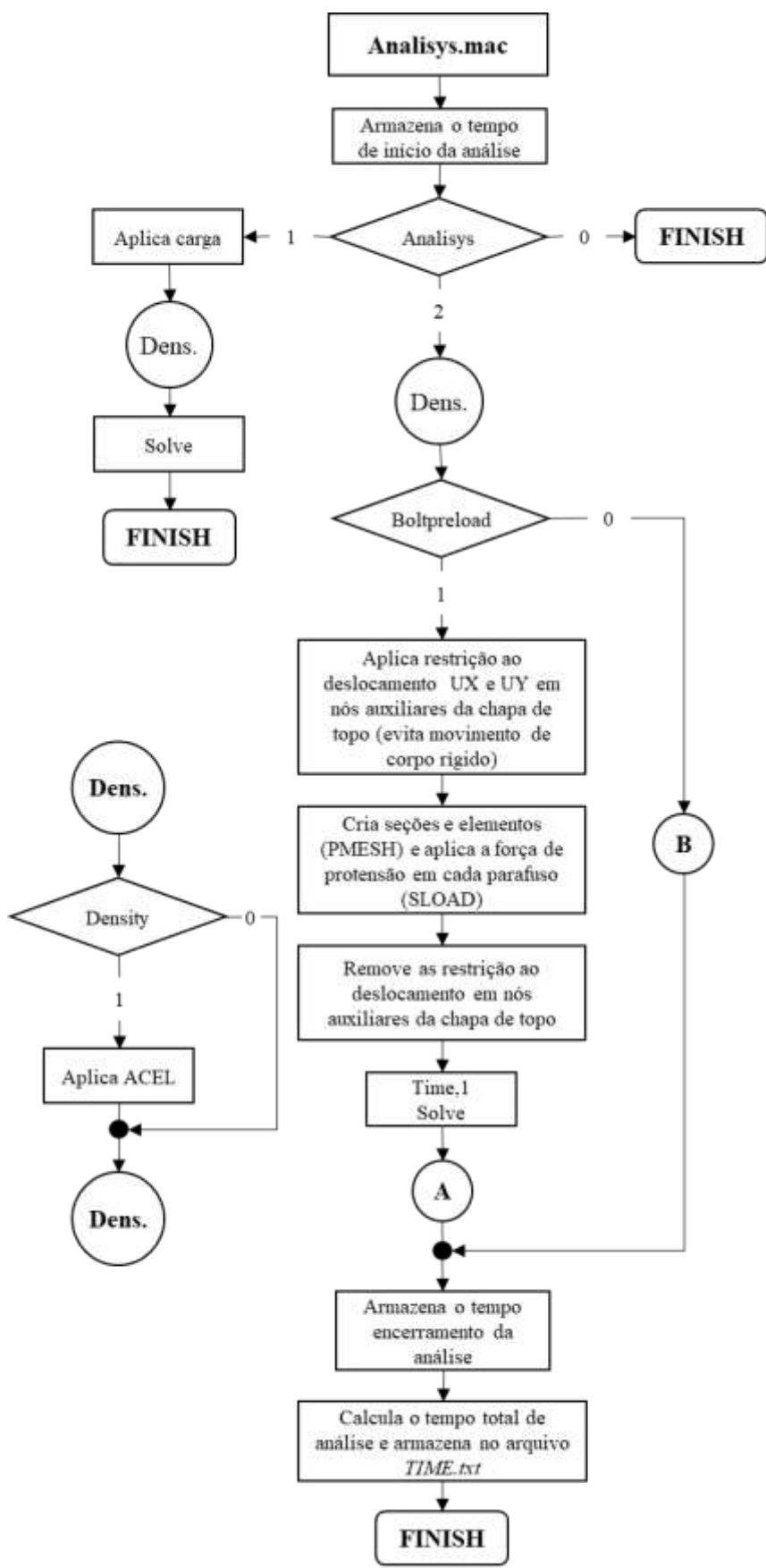


Figura 99 – Organograma das opções de análise – Parte 1

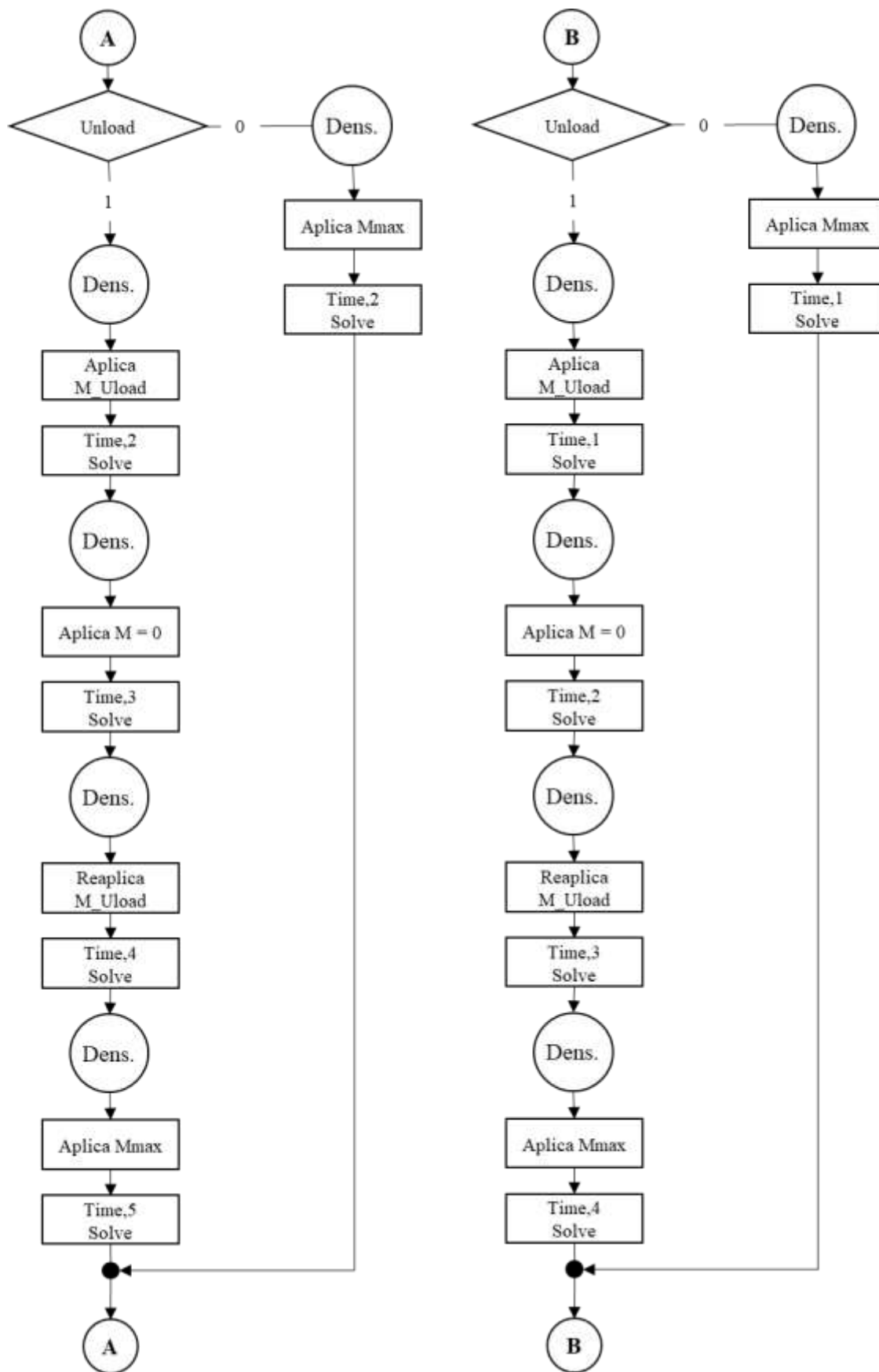


Figura 100 – Organograma das opções de análise – Parte 2

5.4.8 Results.mac

O arquivo *Results.mac* contém o código responsável pela extração de dados relevantes para a avaliação do comportamento da modelo. São gerados três arquivos de resultados:

- a) *Displacements.txt* – Armazena os deslocamentos nos pontos de controle LVDT 1 e LVDT 2, para cada passo de carga;
- b) *Strain.txt* – Armazena as deformações nos pontos de controle SG L01, SG L02, SG R01, SG R02, SG R03 e SG R04, para cada passo de carga;
- c) *Reac.txt* – Armazena o somatório das reações na direção Z Global a cada passo de carga.

5.5 CALIBRAÇÃO

A calibração do modelo numérico foi realizada comparando os resultados numéricos e experimentais obtidos para as Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE).

Por calibração entenda-se o ajuste dos parâmetros Fator para rigidez normal ao contato (FKN), valor *default* no programa é igual a 1, Fator de tolerância à penetração (FTOLN), cujo *default* é 0.1, do Deslizamento elástico admissível (SLTO), com valor padrão igual a 1%, e o do Coeficiente de Atrito Dinâmico (MU) dos pares de contato já descritos na Tabela 8. A calibração do modelo foi baseada na geometria original do modelo experimental, prevista no Plano de Ensaio (APÊNDICE A).

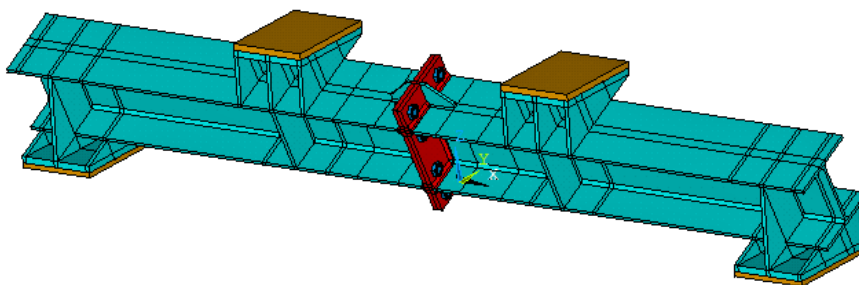


Figura 101 – Geometria original do modelo – Ligação ECE

5.5.1 Elementos de Contato

Uma primeira série de modelos numéricos para calibração dos Elementos de Contato foi realizada empregando a relação constitutiva Bi-Linear para os materiais, com valores teóricos para a tensão de escoamento,

O parâmetro utilizado para a escolha dos valores resultantes foi a Raiz da Média do Erro Quadrático (RMSE), sendo que os gráficos apresentam o valor do RMSE Normalizado, assumindo valor igual a 1 para o ponto da série com maior Erro.

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_{i,num} - y_{i,exp})^2} \quad (39)$$

em que:

$y_{i,num}$ é o valor do resultado do modelo numérico no instante i ;

$y_{i,exp}$ é o valor do resultado experimental no instante i .

Da série de modelos onde se comparou o efeito da variação das *Real Constants* FKN e SLTO, apresentada nos gráficos da Figura 102, Figura 103 e da Figura 104, com os valores do RMSE normalizados para facilitar a comparação dos resultados, concluiu-se pela manutenção do valor *default* do programa para o SLTO e adotar $FKN = 0.1$.

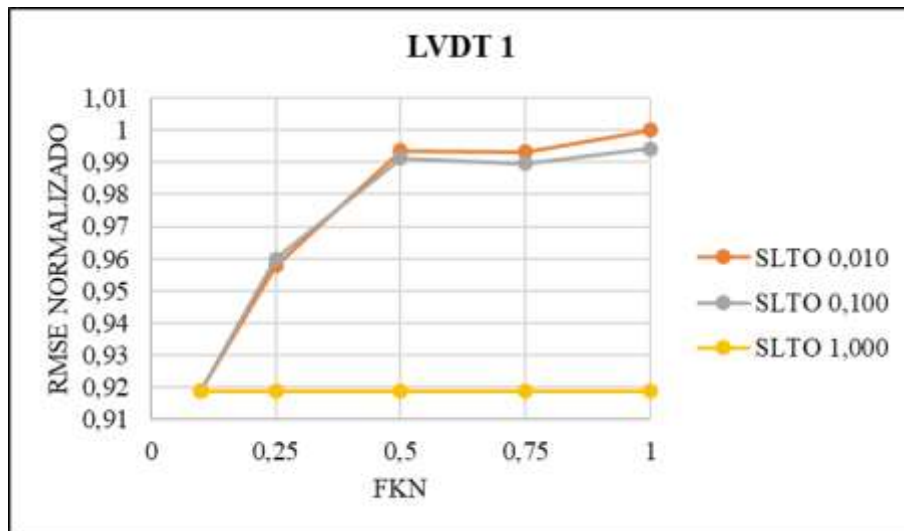


Figura 102 – Avaliação da variação de FKN e SLTO sobre o deslocamento no LVDT 1

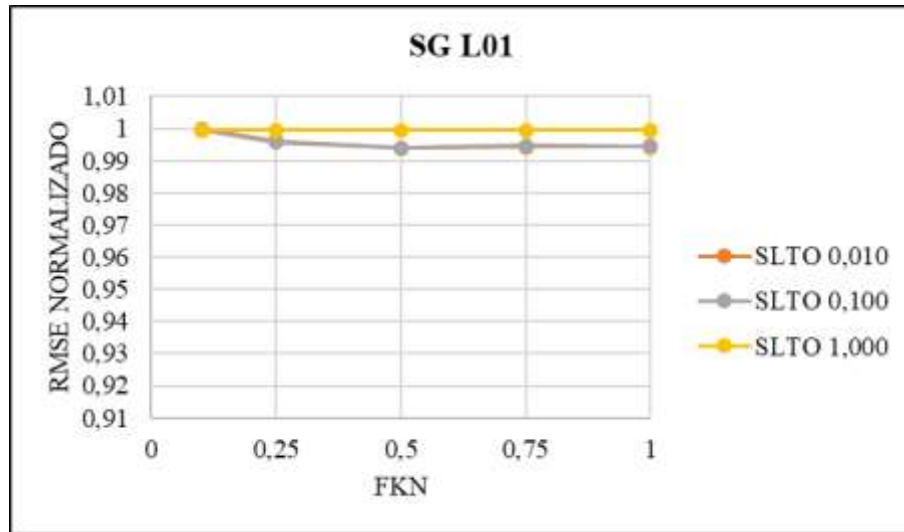


Figura 103 – Avaliação da variação de FKN e SLTO sobre a deformação no SG L01

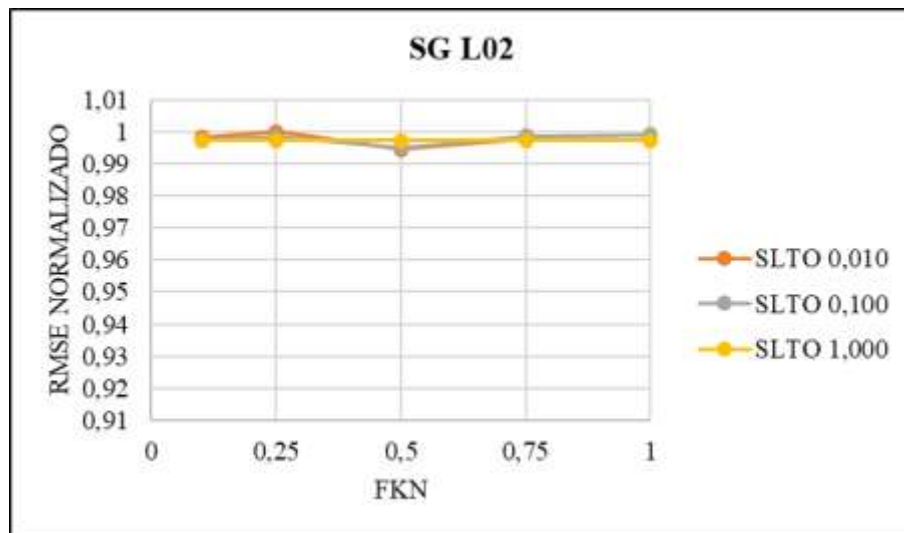


Figura 104 – Avaliação da variação de FKN e SLTO sobre a deformação no SG L02

Para o Fator de tolerância à penetração (FTOLN), não havendo variação significativa dos resultados quando se testou valores que orbitavam o *default*, foi mantido esse valor.

O Coeficiente de Atrito Dinâmico (MU) em foi avaliado mantendo fixos os coeficientes dos pares de contatos entre as chapas da ligação e os parafusos e variando os valores para os pares relacionados à viga de transição e aos apoios, como resumido na Tabela 9.

Tabela 9 – Calibração do coeficiente de atrito

TARGE170	CONTA173	MU
Chapa de topo	Cabeças dos parafusos	0,3
Chapa de topo	Porcas	0,3
Chapa de topo	Chapa de topo	0,3
Aparelho de apoio	Placa base	CFFC_S
Aparelho de carga	Viga de transição	CFFC_L

Os gráficos da Figura 105, da Figura 106 e da Figura 107 resumem o erro associada a cada hipótese, resultando na escolha dos parâmetros $CFFC_S = 0.3$ e $CFFC_L = 0.7$.

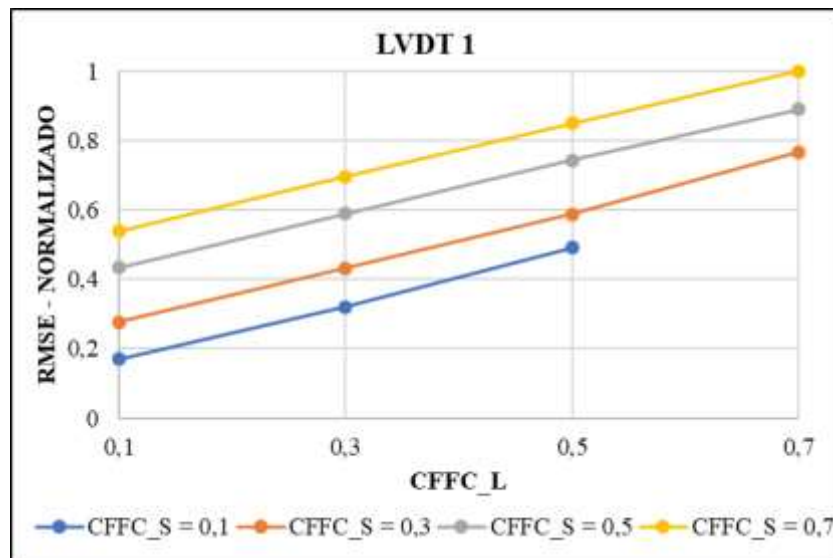


Figura 105 – Avaliação da variação de $CFFC_S$ e $CFFC_L$ sobre o deslocamento no LVDT 1

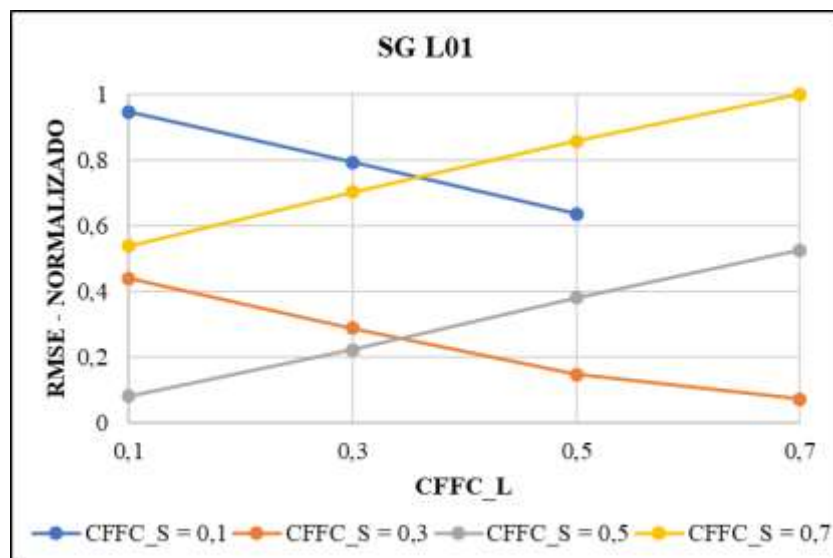


Figura 106 – Avaliação da variação de $CFFC_S$ e $CFFC_L$ sobre a deformação no SG L01

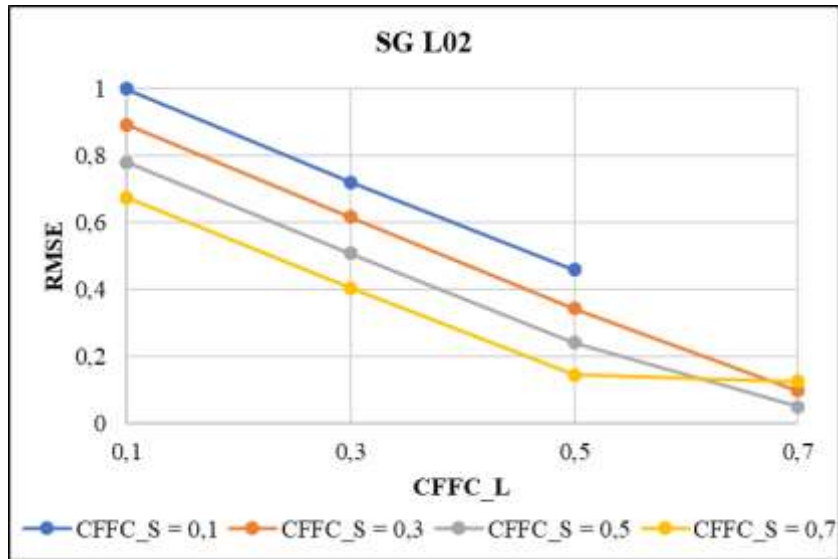


Figura 107 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre a deformação no SG L02

5.5.2 Malha de elementos

A definição da configuração de densidade da malha de elementos partiu do entendimento de se estar trabalhando com uma geometria complexa, que já havia sido relevante para definição do tipo de elemento. Esse entendimento conduziu a definição de duas grandes regiões: a próxima à Chapa de Topo, onde se empregou uma malha de elementos tetraédricos, e o restante da viga e aparelhos de apoio e carga, onde a opção foi por elementos de forma predominantemente hexaédrica e uma menor densidade da malha. As regiões com diferente densidade da malha de elementos ficam evidentes na Figura 108.

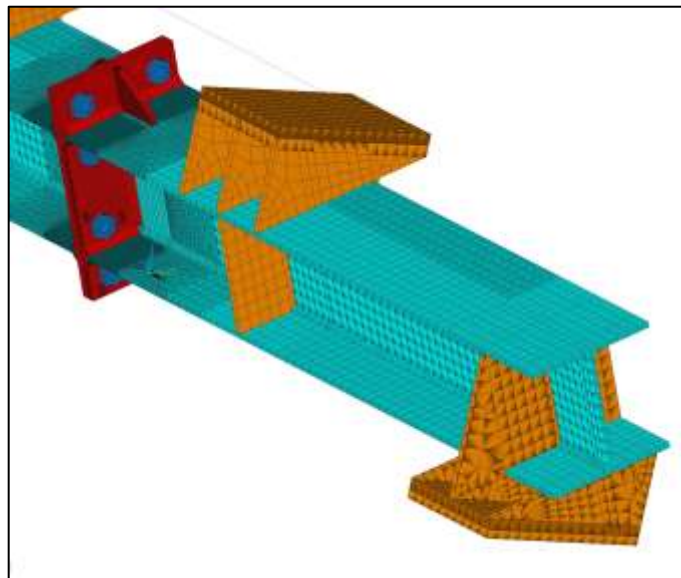


Figura 108 – Densidade da malha de elementos

Levando em consideração as recomendações encontradas na literatura, especialmente BURSI and JASPART (1997a), optou-se de início por manter a chapa de topo com elementos que não superassem um terço da espessura da chapa. Na região próxima à chapa de topo, a maior dimensão dos elementos da viga ficou limitada a metade da espessura da mesa ou alma do perfil. A região dos pontos de controle de deformação na chapa de topo está em evidência na Figura 109.

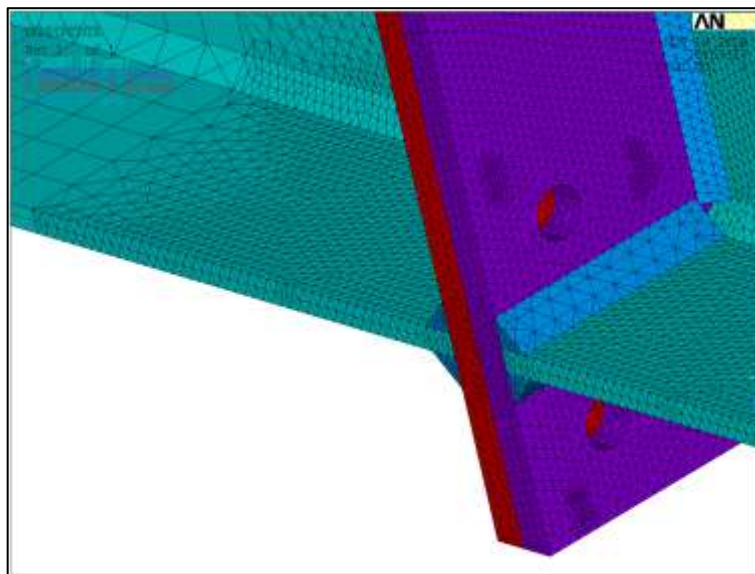


Figura 109 – Malha de elementos na região dos pontos de controle de deformação na chapa de topo

Para os parafusos foram adotadas configurações similares à adotada para as chapas de topo, resultando na malha da Figura 110.

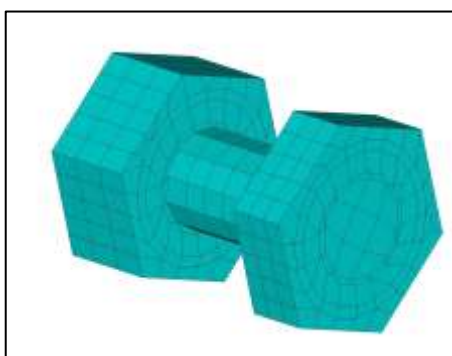


Figura 110 – Malha de elementos dos parafusos

A definição da malha de elementos finitos corresponde a uma etapa crítica para a obtenção de modelos que gerem resultados confiáveis e sem um custo computacional de análise excessivo. Para tanto, os primeiros modelos foram analisados com uma malha pouco densa e com modelo

de material elástico linear, visando apenas detectar a ocorrência de movimento de corpo rígido, deformações excessivas ou descontinuidades na distribuição de tensões. Para garantir a qualidade da malha ainda foi inserido no código de geração de malha o comando *MCHECK*, que verifica a consistência das conexões entre elementos.

Concluída esta etapa, foram identificadas as regiões com concentração de tensões, onde a malha foi refinada para melhor descrever a distribuição das tensões e deformações.

O modelo final da calibração, já executadas as etapas descritas nos itens 0 e 5.5.4, resultou em uma malha exibida na Figura 111, composta por 109.166 nós e 419.700 elementos. Em um computador com Processador Intel® Core™ i7-8550U CPU @ 1.80GHz e memória DDR4 de 12Gbytes foram necessárias 2,4h para a análise do modelo.

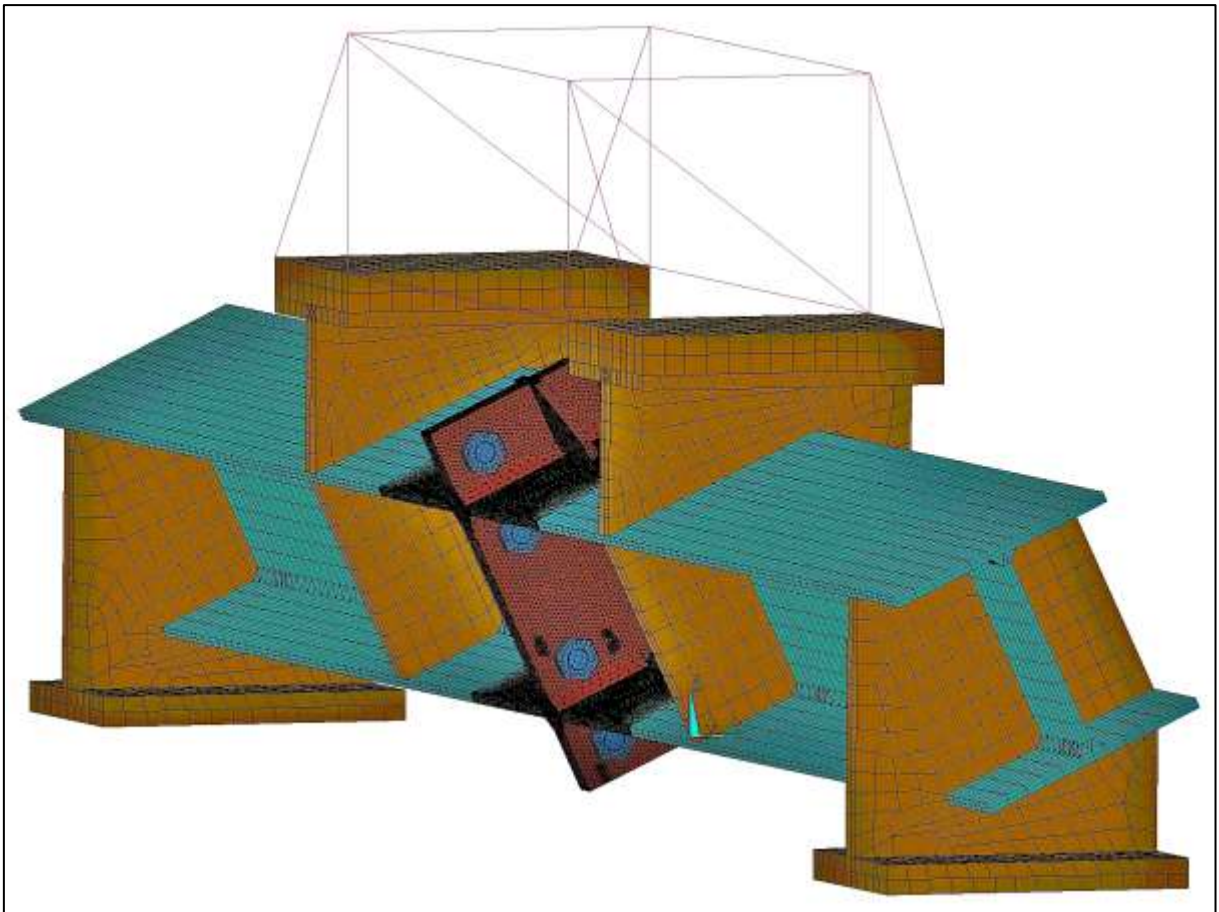


Figura 111 – Malha do modelo final de calibração

5.5.3 Revisão da geometria

A calibração dos modelos numéricos proposta nesse trabalho usa os resultados obtidos na análise experimental como referência. Logo, é necessário reproduzir o comportamento dos elementos, inclusive daqueles que se afastaram do inicialmente idealizado, como no caso dos aparelhos de carga e apoio, conforme descrito em 4.4.4.

Para que os resultados numéricos convergissem para os experimentais foi necessária a revisão da geometria dos aparelhos, através de uma aproximação simplificada, exposta na Figura 112, e da viga de transição.

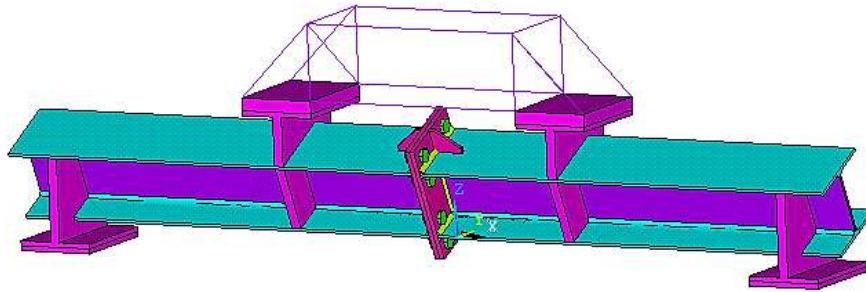


Figura 112 – Geometria revisada – Ligação ECE

O gráfico da Figura 113 ilustra o efeito da variação da geometria no deslocamento do ponto de controle do LVDT 1, sendo todos os demais parâmetros e propriedades de material idênticos em ambos os modelos. Nos modelos comparados foi considerado material bi-linear elasto-plástico perfeito, adotando a média dos valores experimentais para a tensão de escoamento.

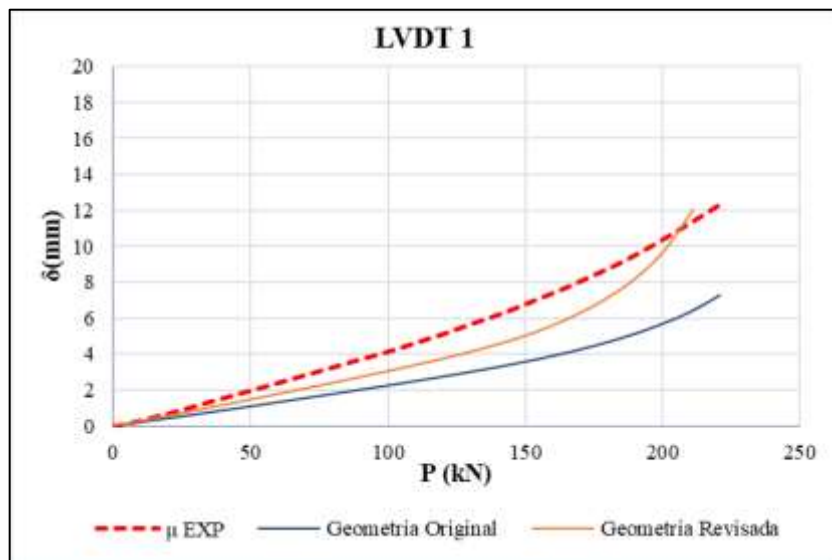


Figura 113 – Ligação ECE – LVDT 1 – Geometria original e revisada

Como a revisão da geometria alterou significativamente o comportamento do modelo, entendeu-se que seria necessária a revisão dos valores para o coeficiente de atrito dos pares de contato Aparelho de apoio – Placa base (CFFC_S) e Aparelho de carga – Viga de transição (CFFC_L). A condição “ROUGH”, testada para a iteração Aparelho de carga – Viga de transição, nada mais é que a adoção do KEYOPT(12) = 1, condição equivalente a coeficiente de atrito infinito.

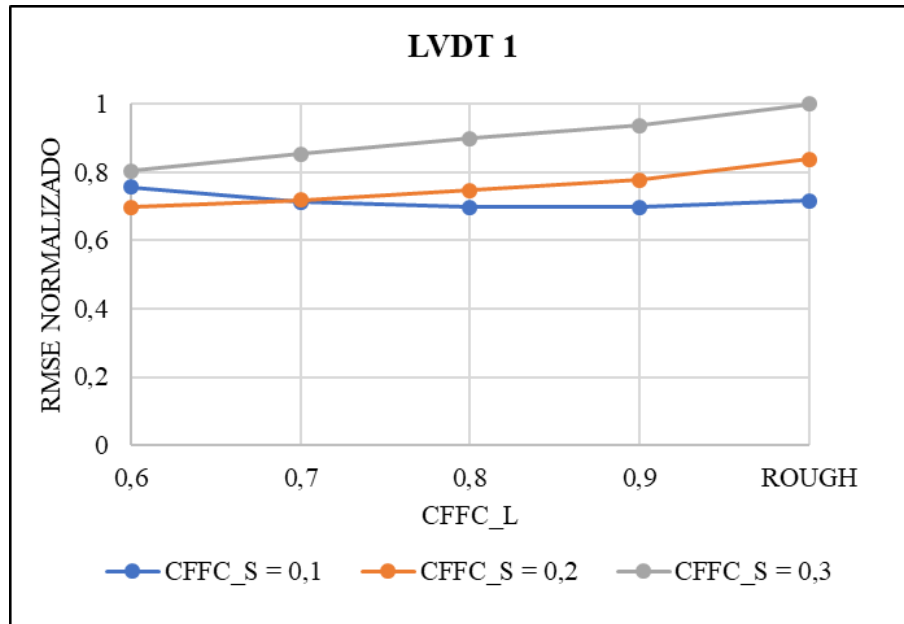


Figura 114 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre o deslocamento no LVDT 1 – Geometria Revisada

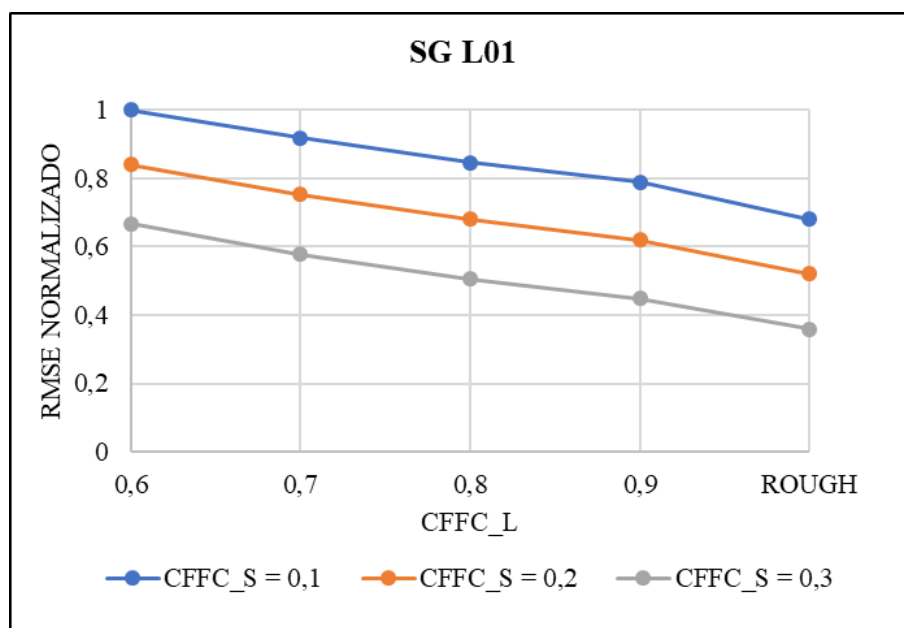


Figura 115 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre a deformação no SG L01 – Geometria Revisada

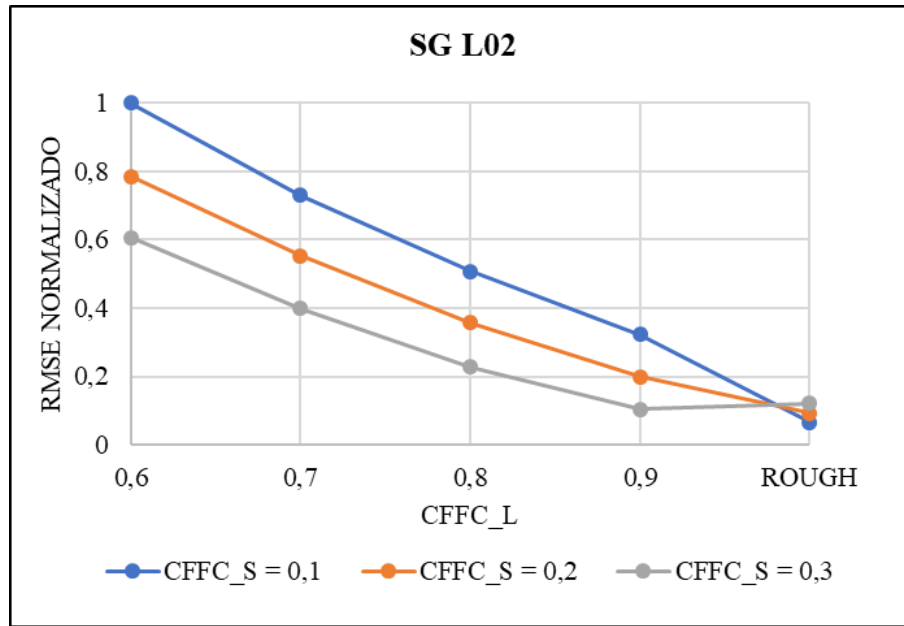


Figura 116 – Avaliação da variação de CFFC_S e CFFC_L sobre a deformação no SG L02 – Geometria Revisada

Mantendo a nomenclatura enunciada na Tabela 9, a Figura 114, a Figura 115, e a Figura 116 sintetizam o efeito da variação dos parâmetros de contato, sendo que a melhor correlação com os resultados experimentais foi obtida empregando os parâmetros $CFFC_S = 0,3$ e $CFFC_L = \text{“ROUGH”}$ ($KEYOPT(12) = 1$).

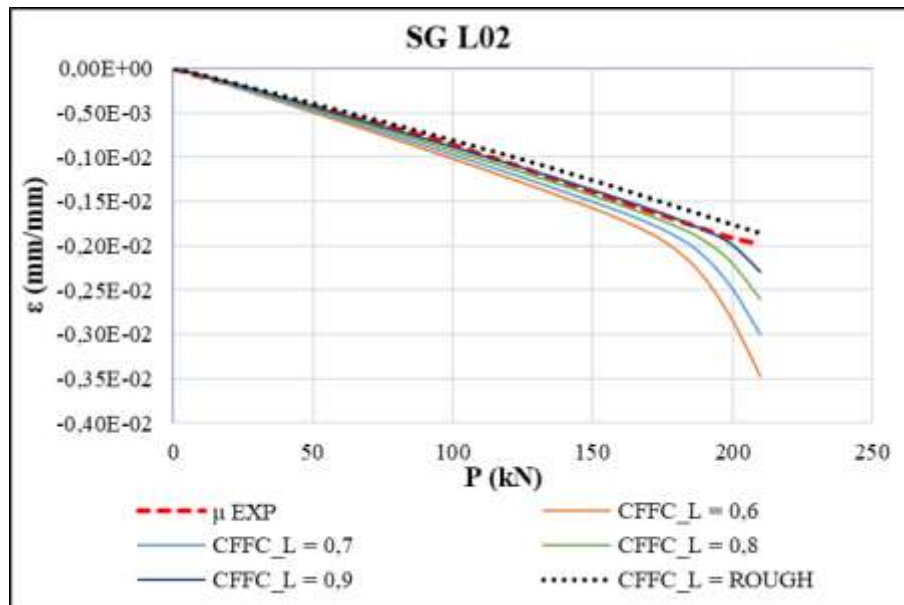


Figura 117 – Avaliação da variação do CFFC_L sobre a deformação no SG L02 – $CFFC_S = 0,3$ – Geometria Revisada

No gráfico plotado na Figura 117 o valor do CFFC_S é mantido fixo em 0,3 e o valor do CFFC_L varia em cada série, sendo explícito então o efeito dessa variação sobre a deformação medida no SG L02. Com isso é possível compreender o impacto da variação das condições de contorno, sendo que o idealizado durante a elaboração do Plano de Ensaios era de $CFFC_L \approx 0$.

5.5.4 Propriedades dos materiais

Estando definidas as configurações finais de geometria e malha, condições de contorno e as propriedades dos elementos de contato, foi estudado o impacto do emprego dos diferentes modelos de material propostos na literatura e descritos no item 5.2. A Tabela 7 resume os parâmetros que são aplicados a cada componente da ligação.

Também foi avaliado o impacto da variação no valor da tensão de escoamento do aço, empregando os valores indicados na Tabela 6, sobre cada ponto de controle, utilizando a Raiz da Média do Erro Quadrático (RMSE) para tanto O RMSE associado a cada ponto de controle, para cada hipótese analisada, é apresentado na Tabela 10 com seu valor absoluto, sendo ainda nessa tabela apresentados o Coeficiente de Variação (CV) dos resultados para cada ponto, permitindo mensurar a dispersão dos valores e intuir o impacto da variação dos parâmetros de estudo sobre os resultados.

Já na Tabela 11 estão armazenados os valores do RMSE Normalizado, assim como uma Média Ponderada dos valores de RMSE Normalizado para os pontos de controle de cada modelo, utilizando como ponderador o CV, obtido na Tabela 10. O objetivo dessa medida foi identificar objetivamente quais os modelos produziram os melhores resultados, dando maior peso para os pontos em que houve maior dispersão dos resultados e, portanto, a qualidade do resultado é mais sensível à variação dos parâmetros estudados. Na Figura 118 e na Figura 119 estão apresentados graficamente os resultados da Tabela 11.

Concluiu-se que os melhores resultados foram obtidos quando se empregou os valores de $f_y = \mu_{exp} + 2 \cdot \sigma$ e o modelo constitutivo Bi Linear Elastoplástico Perfeito.

Tabela 10 – Valores absolutos do RMSE associado à variação do modelo e propriedades dos materiais

Modelo	f_y	RMSE											
		LVTD 1	SG L01	SG L02	SG R01 y	SG R01 z	SG R02 y	SG R02 z	SG R03 y	SG R03 z	SG R04 y	SG R04 z	
Elastico (E)	2,28E+00	1,45E-04	1,36E-04	2,25E-04	8,00E-05	3,49E-05	3,89E-04	1,42E-03	2,64E-04	2,63E-04	4,21E-04		
	1,26E+00	4,20E-05	7,87E-05	3,14E-04	1,20E-04	4,01E-05	8,01E-04	8,02E-04	2,64E-04	2,63E-04	4,44E-04		
	1,44E+00	5,89E-05	8,62E-05	2,95E-04	9,37E-05	3,96E-05	6,73E-04	9,34E-04	2,79E-04	1,96E-04	4,08E-04		
Bi-linear Elastico-Plástico Perfeito (B)	$(\mu + 2*\sigma)_{exp}$	1,71E+00	8,37E-05	9,33E-05	2,75E-04	7,52E-05	3,93E-05	5,15E-04	1,07E-03	2,94E-04	3,87E-04		
	Teórico	1,38E+00	9,53E-05	8,20E-05	2,29E-04	7,69E-05	3,58E-05	7,05E-04	8,79E-04	4,38E-04	2,85E-04		
	μ_{exp}	1,54E+00	9,88E-05	8,83E-05	2,37E-04	7,34E-05	3,67E-05	5,95E-04	9,64E-04	3,92E-04	3,12E-04		
Tri-linear (BAEI; GHASSEMIH; GOUDARZI (2012) / ZEINODDINI-MEIMAND; GHASSEMIH; KIANI (2014)) (T1)	$(\mu + 2*\sigma)_{exp}$	1,77E+00	1,04E-04	9,65E-05	2,47E-04	7,10E-05	3,80E-05	4,39E-04	1,07E-03	3,45E-04	3,44E-04		
	Teórico	1,48E+00	1,07E-04	8,44E-05	2,37E-04	7,41E-05	3,58E-05	6,73E-04	9,64E-04	3,93E-04	3,14E-04		
	μ_{exp}	1,62E+00	1,08E-04	9,24E-05	2,42E-04	7,26E-05	3,67E-05	5,46E-04	1,02E-03	3,68E-04	3,29E-04		
Tri-linear (BAHARI Y SHERBOURNE (2000), KURETRI Y ZHOU (2006)) (T2)	$(\mu + 2*\sigma)_{exp}$	1,81E+00	1,11E-04	9,95E-05	2,46E-04	7,20E-05	3,80E-05	3,75E-04	1,10E-03	3,45E-04	3,46E-04		
	μ	1,63E+00	9,53E-05	9,38E-05	2,55E-04	8,09E-05	3,75E-05	5,71E-04	1,02E-03	3,38E-04	3,59E-04		
	σ	2,88E-01	2,86E-05	1,63E-05	2,98E-05	1,54E-05	1,80E-06	1,43E-04	1,66E-04	6,08E-05	4,64E-05	5,30E-05	
CV	0,177	0,300	0,174	0,117	0,190	0,048	0,251	0,163	0,180	0,225	0,148		

Tabela 11 – RMSE normalizado associado à variação do modelo e propriedades dos materiais

Modelo	f_y	RMSE NORMALIZADO																MÉDIA PONDERADA PELO CV
		LVTD 1	SGL01	SG L02	SG R01 y	SG R01 z	SG R02 y	SG R02 z	SG R03 y	SG R03 z	SG R04 y	SG R04 z	SG R04 y	SG R04 z				
Elastico (E)	1,00	1,00	1,00	0,72	0,66	0,87	0,49	1,00	1,00	0,60	0,60	0,99	0,95	0,151				
	Teórico	0,55	0,29	0,58	1,00	1,00	1,00	0,57	0,60	0,60	0,98	1,00	0,133					
Bi-linear Elasto-Plástico Perfeito (B)	0,63	0,41	0,63	0,94	0,78	0,99	0,84	0,66	0,64	0,64	0,73	0,92	0,126					
	$(\mu + 2*\sigma)_{exp}$	0,75	0,58	0,68	0,87	0,62	0,98	0,64	0,75	0,67	0,58	0,87	0,123					
Tri-linear (BAEI; GHASSEMIH; GOUDARZI (2012) / ZEINODDINI-MEIMAND; GHASSEMIH; KIANI (2014)) (T1)	Teórico	0,60	0,66	0,60	0,73	0,64	0,89	0,88	0,62	1,00	1,00	0,64	0,134					
	μ_{exp}	0,68	0,68	0,65	0,76	0,61	0,92	0,74	0,68	0,90	0,77	0,70	0,129					
Tri-linear (BAHAARI Y SHERBOURNE (2000), KURETRI Y ZHOU (2006)) (T2)	$(\mu + 2*\sigma)_{exp}$	0,77	0,72	0,71	0,78	0,59	0,95	0,55	0,76	0,79	0,57	0,77	0,124					
	Teórico	0,65	0,74	0,62	0,75	0,62	0,89	0,84	0,68	0,90	0,85	0,71	0,134					
	μ_{exp}	0,71	0,75	0,68	0,77	0,60	0,91	0,68	0,72	0,84	0,70	0,74	0,129					
	$(\mu + 2*\sigma)_{exp}$	0,79	0,77	0,73	0,78	0,60	0,95	0,47	0,78	0,79	0,57	0,78	0,125					

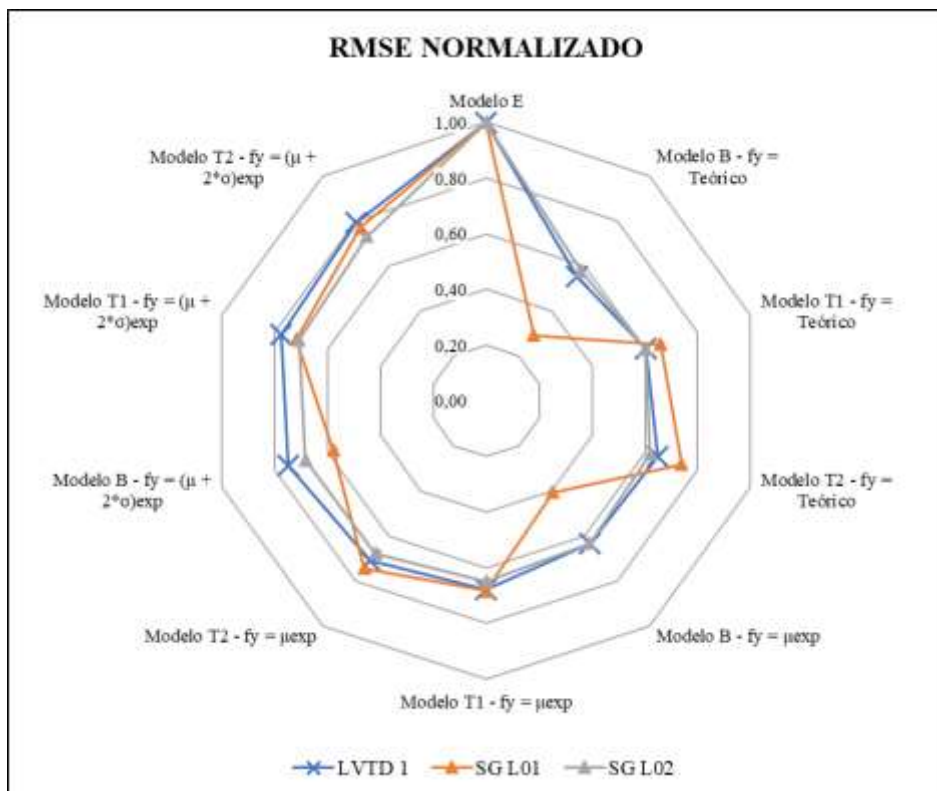


Figura 118 – Representação gráfica do RMSE normalizado associado à variação do modelo e propriedades dos materiais para o LVDT 01 e Strain Gages Lineares

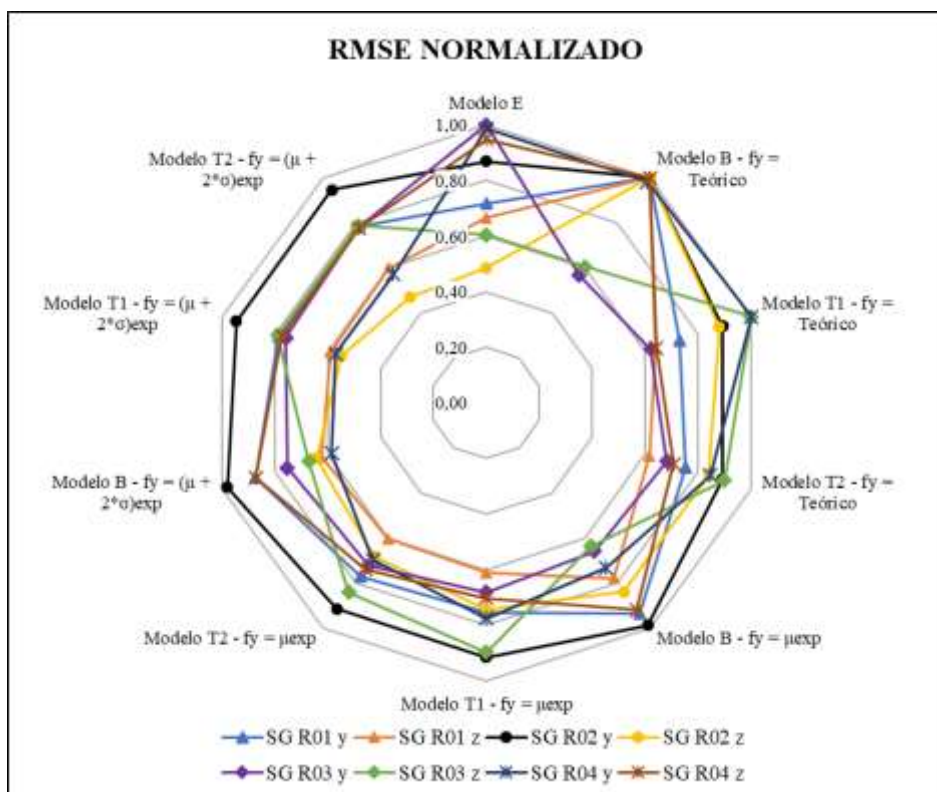


Figura 119 – Representação gráfica do RMSE normalizado associado à variação do modelo e propriedades dos materiais para Strain Gages Roseta

5.6 VALIDAÇÃO DOS MODELOS

Tendo sido concluída a etapa de calibração dos parâmetros do modelo, foram graficados os resultados do modelo numérico para cada ponto de controle das ligações, comparando com os resultados obtidos da análise experimental através dos valores médios e da faixa correspondente à média mais ou menos um desvio padrão.

A posição dos pontos de controle é a mesma descrita nos itens 4.2.2 e 4.2.3.

5.6.1 Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida (NE)

Neste item estão resumidos os principais resultados para a Ligação com Chapa de Topo Não-Estendida analisada, sendo que para as curvas dos valores experimentais médios foram desconsiderados os valores obtidos do corpo de prova NE03, já que o ciclo de carregamento não foi completado na primeira tentativa, devido à falha por instabilidade no sistema.

A relação Força vs. Deslocamento, com os valores obtidos das análises numérica e experimental, para o ponto do LVDT 1 está graficada na Figura 120. Já para o LVDT 2 os resultados são exibidos na Figura 121. Os resultados para o LVDT 1 estão associados a um $RMSE = 0,651\text{mm}$, sendo que a curva de resultados numéricos divergiu dos resultados experimentais, para além da faixa definida por um desvio padrão, apenas após o carregamento atingir 100kN. Já o LVDT 2, com $RMSE = 1,219\text{mm}$, os resultados numéricos divergiram do experimental, para além do limite da média mais um desvio padrão, com carregamento na faixa dos 60kN. Notar que são apresentados nos gráficos os valores lidos na medição menos o deslocamento do pórtico nesses pontos.

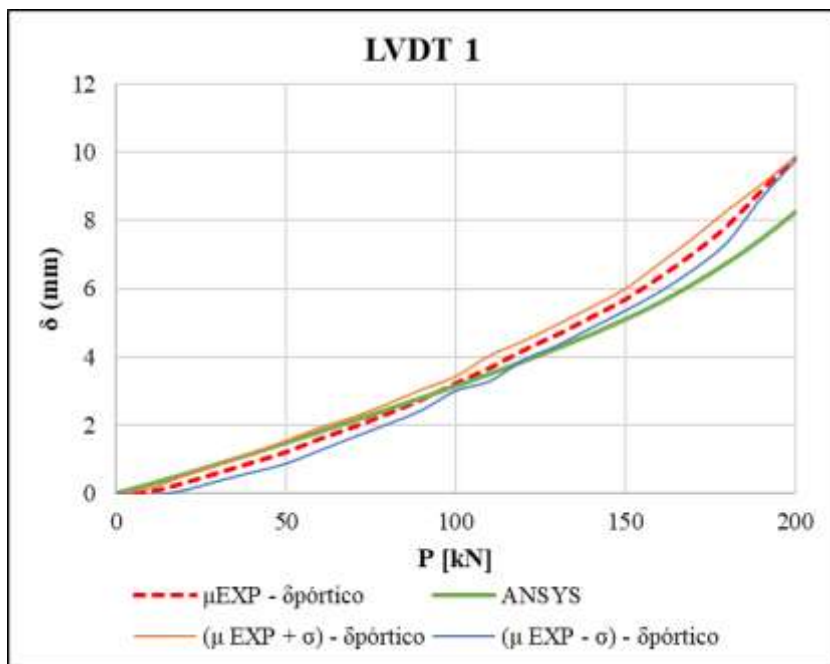


Figura 120 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 1 – Ligação NE

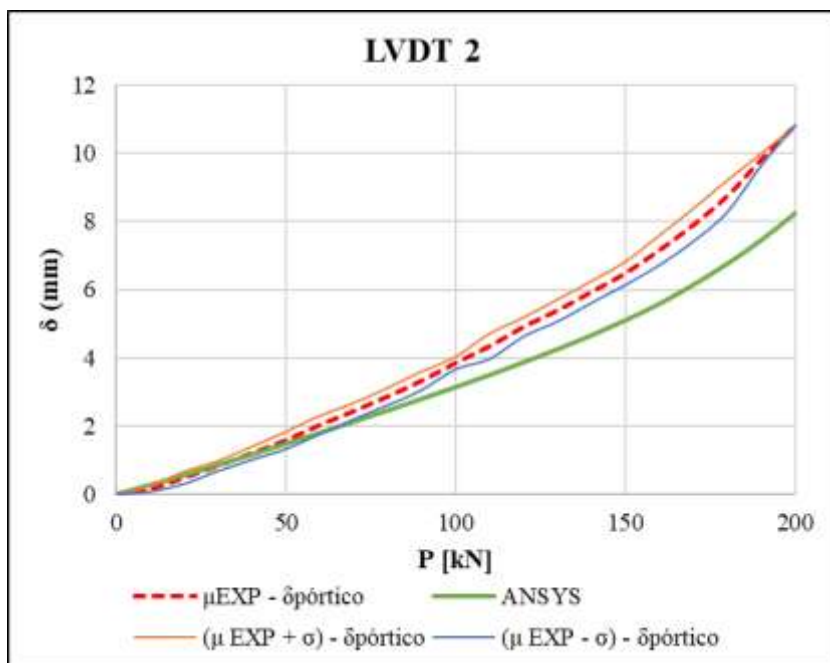


Figura 121 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 2 – Ligação NE

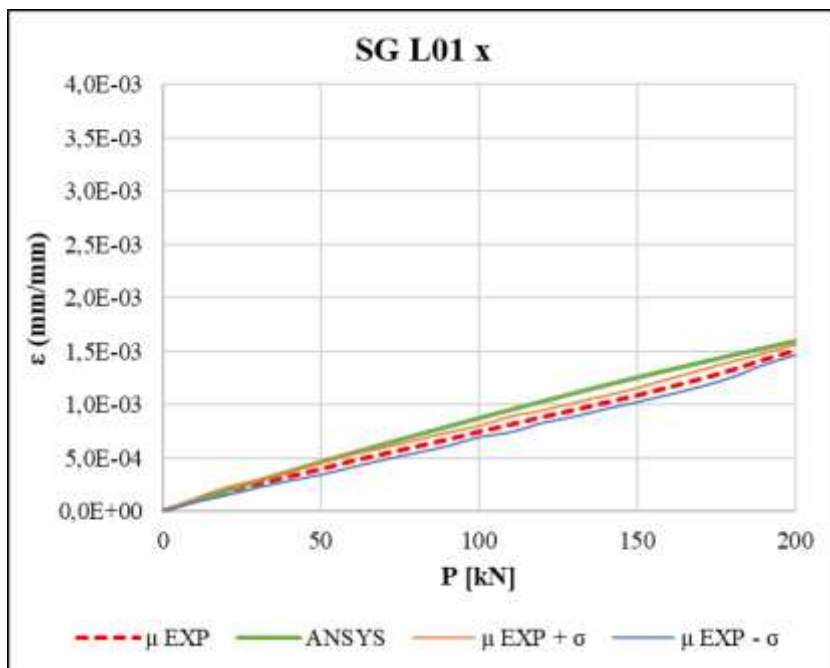


Figura 122 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L01 – Ligação NE

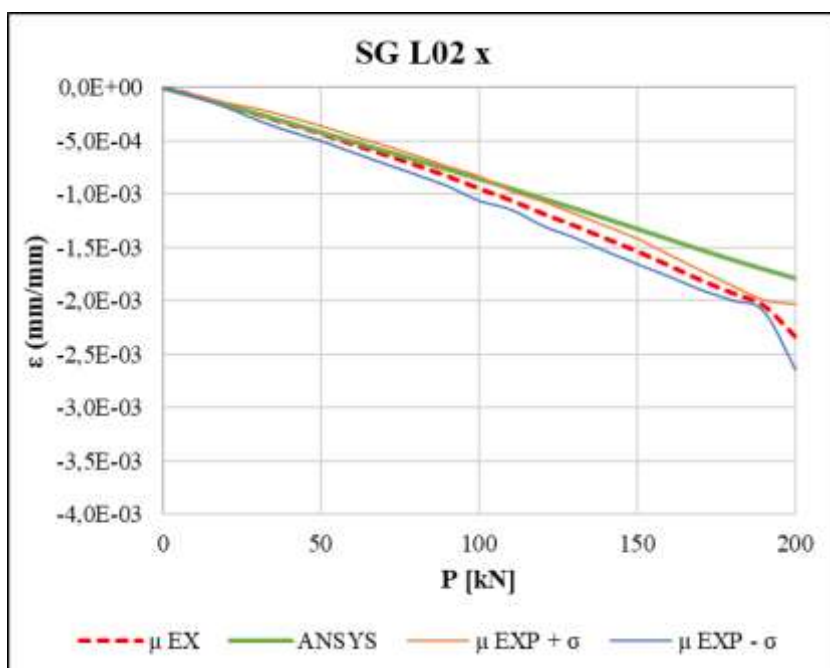


Figura 123 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L02 – Ligação NE

Para o ponto de controle SG L01 a curva dos resultados numéricos acompanhou a da média mais uma vez o desvio padrão do resultado experimental, como mostra a Figura 122, sendo que a diferença corresponde a $RMSE = 1,17E-04\text{mm/mm}$. Já a Figura 123 apresenta os resultados para o SG L02, com $RMSE = 2,04E-04\text{mm/mm}$. Os resultados numéricos para esse ponto se afastam dos experimentais após $P = 100\text{kN}$, quando a curva ultrapassa o limite da região do gráfico definida pelo desvio padrão do resultado experimental.

As curvas dos resultados numéricos e da média dos resultados experimentais resultaram quase paralelos para a Direção y do ponto SG R01, com $RMSE = 1,27E-04\text{mm/mm}$. Embora esse gráfico, apresentado na Figura 124, indique a curva dos resultados experimentais em quase sua totalidade contida entre as curvas definidas pelo desvio padrão dos resultados experimentais, é de se considerar a grande dispersão nos resultados observados nos valores de carga mais elevados.

Os resultados para a Direção z do ponto de controle SG R01, com $RMSE = 2,43E-04\text{mm/mm}$ e sistematizados no gráfico da Figura 125, tem um pequeno desvio padrão para os resultados experimentais. As curvas dos resultados numéricos e experimentais possuem comportamento similar, com valor da deformação reduzindo até pontos de inflexão em ambos os casos com ordenada próximo a $\epsilon = -1,0E-3\text{mm/mm}$, mas deslocados no eixo das abcissas em 50kN .

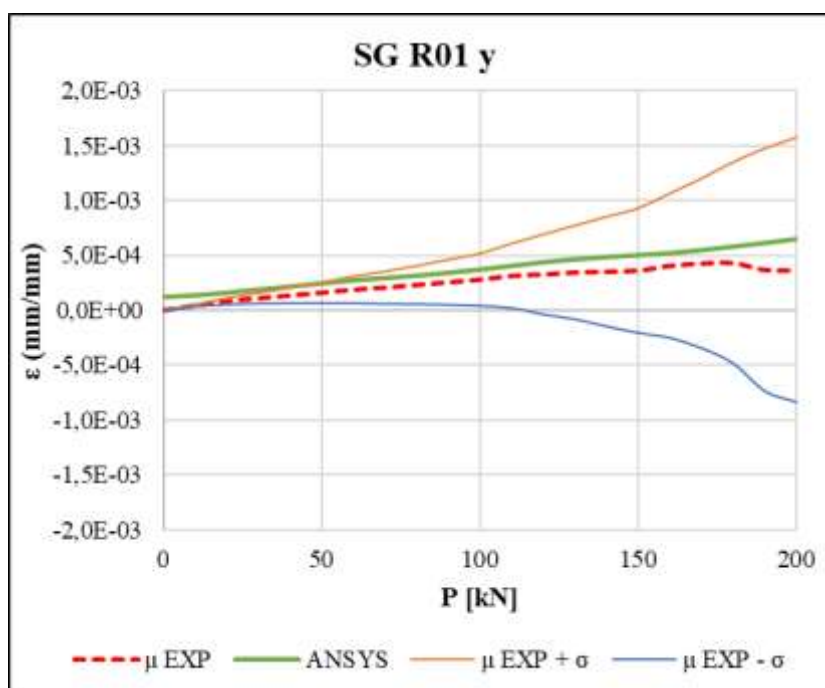


Figura 124 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção y – Ligação NE

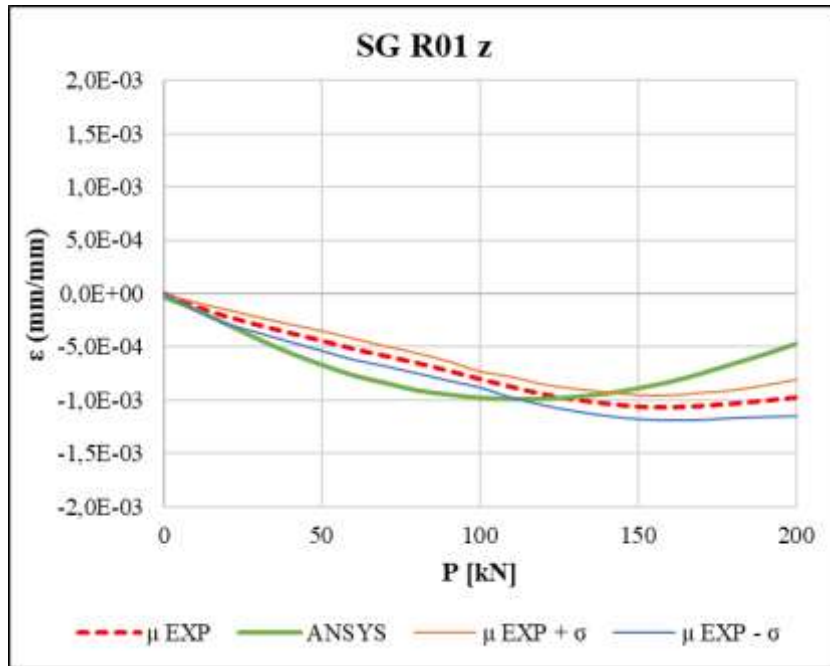


Figura 125 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção z – Ligação NE

Para o ponto de controle SG R02, com resultados plotados nos gráficos da Figura 126 e da Figura 127, a curva dos resultados numéricos está fora da região definida pelas curvas associadas ao desvio padrão dos resultados experimentais para a Direção y, com $RMSE = 2,09E-04\text{mm/mm}$. Na Direção z, a curva dos resultados experimentais tangencia a curva associada à média experimental somada a uma vez o desvio padrão, resultando em $RMSE = 5,94E-04\text{mm/mm}$.

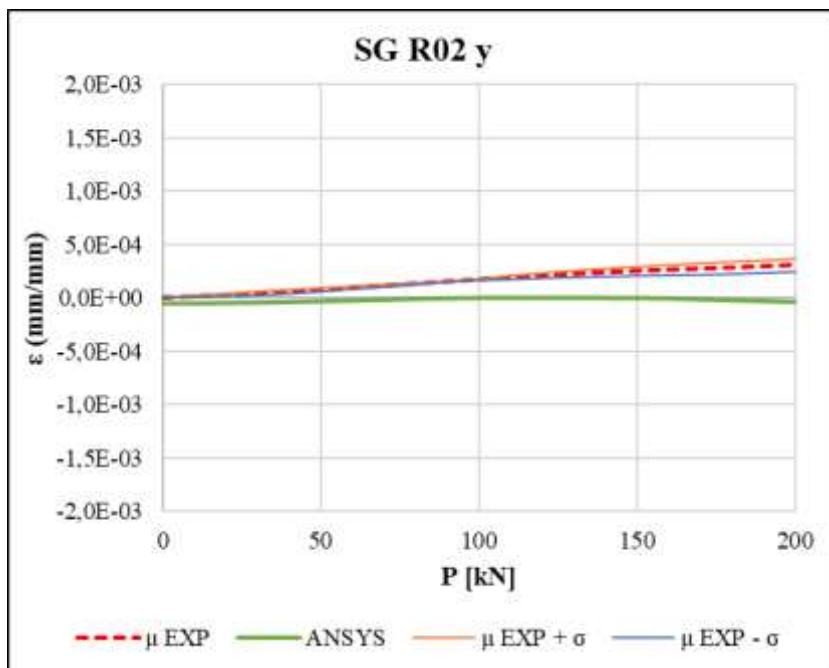


Figura 126 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção y – Ligação NE

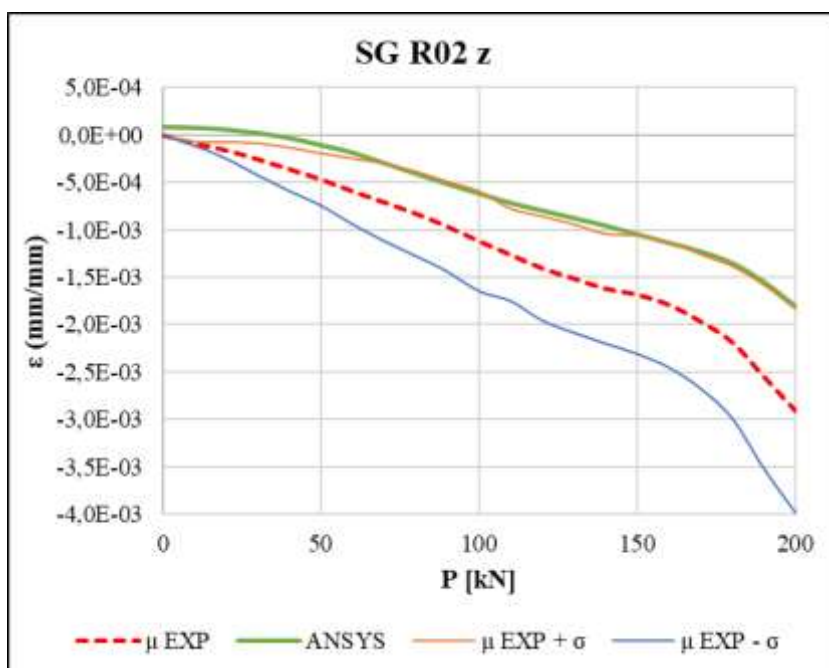


Figura 127 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção z – Ligação NE

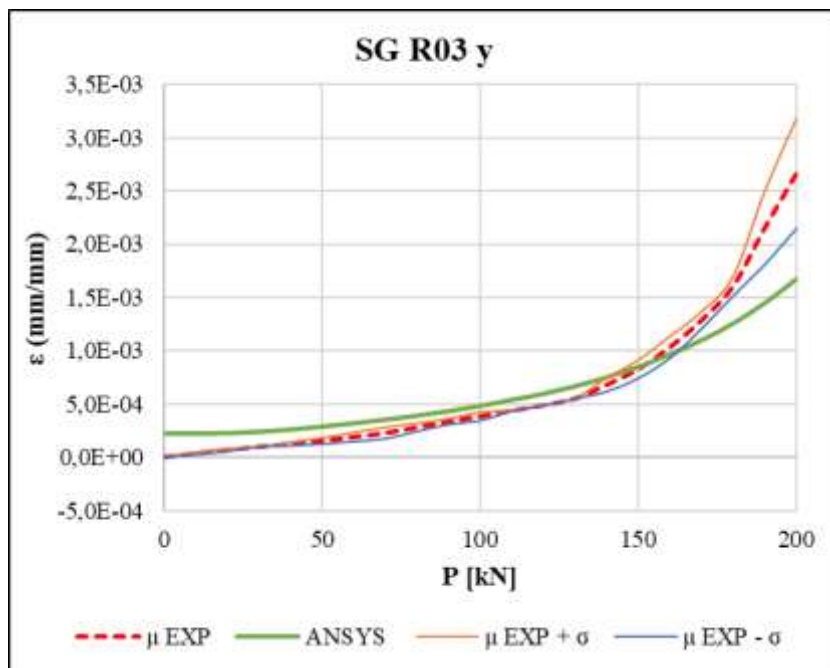


Figura 128 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção y – Ligação NE

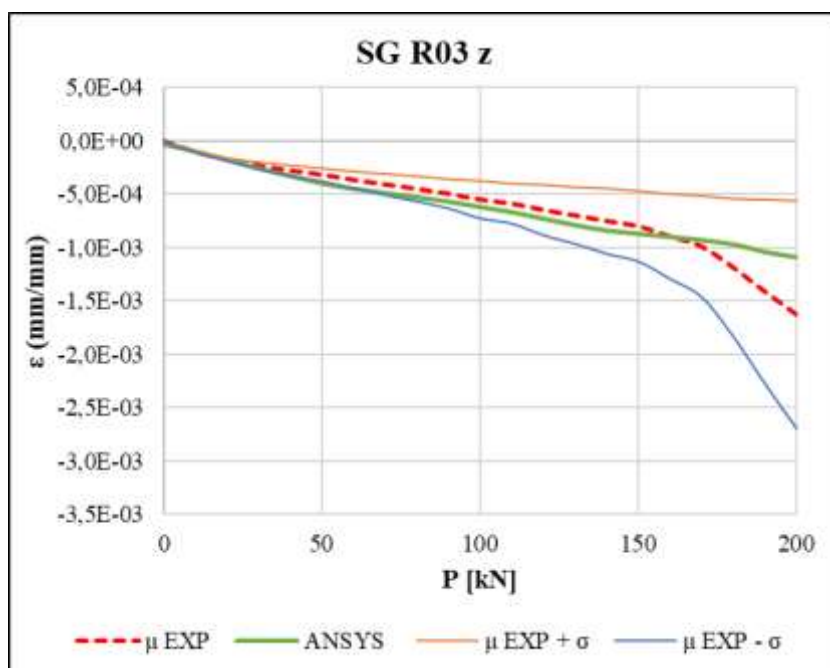


Figura 129 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção z – Ligação NE

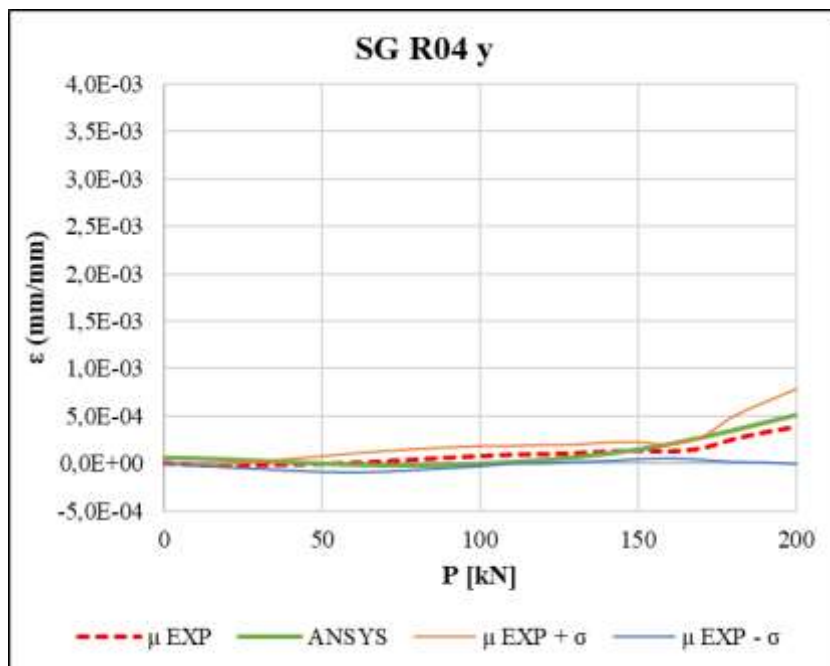


Figura 130 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção y – Ligação NE

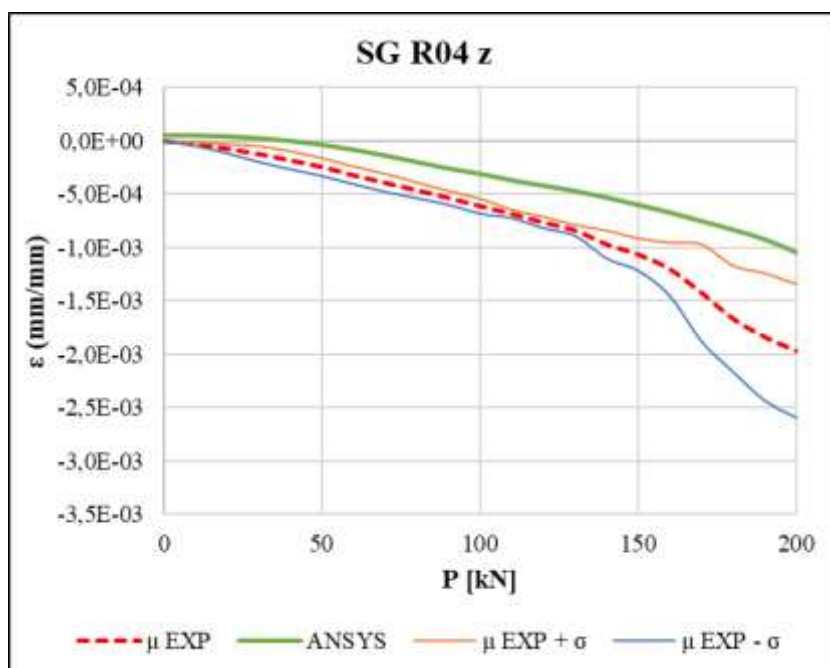


Figura 131 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção z – Ligação NE

O ponto de controle SG R03 tem $RMSE = 3,05E-04$ mm/mm associado à Direção y e $RMSE = 1,67E-04$ mm/mm associado à Direção z. A diferença de valores para o RMSE de cada direção pode ser compreendida observando os gráficos da Figura 128 e da Figura 129, com a curva dos resultados experimentais para a Direção y fora da região delimitada pelas curvas extremas dos resultados experimentais, enquanto a curva dos resultados experimentais da Direção z acompanha a curva dos resultados experimentais médios até $P = 160$ kN e se mantém dentro do desvio padrão experimental até a carga máxima do ensaio.

Com $RMSE = 6,81E-05$ mm/mm, o menor para os pontos de controle de deformação da ligação NE, as curvas dos resultados numéricos e experimentais médios para a Direção y do ponto SG R04 estão próximas em todo o segmento plotado no gráfico da Figura 130. Para a Direção z do SG R04, com $RMSE = 4,67E-04$ mm/mm, a curva dos resultados numéricos está completamente fora da região delimitada pelas curvas associadas ao desvio padrão dos resultados experimentais. O gráfico da Direção z do ponto de controle SG R04 é apresentado na Figura 131.

5.6.2 Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor (ESE)

Na sequência de gráficos abaixo, que apresenta os principais resultados obtidos para a Ligação com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor, desconsiderou os resultados experimentais do corpo de prova ESE 01, devido à falha por instabilidade no sistema ocorrida no primeiro ciclo de carregamento. Na Figura 132 são apresentados os resultados numéricos e experimentais para o deslocamento no ponto de controle LVDT 1, orientado na mesma direção do eixo de menor inércia do perfil (ver Figura 37). A maior parte da curva que descreve a evolução do deslocamento, ao longo dos incrementos de carga, no modelo numérico está contida na região do gráfico entre as curvas relativas ao desvio padrão do modelo experimental. A relação entre os resultados numéricos e experimentais médios resultou em $RMSE = 0,470$ mm. Devido a erro na montagem na instrumentação, não há resultados experimentais para o LVDT 2.

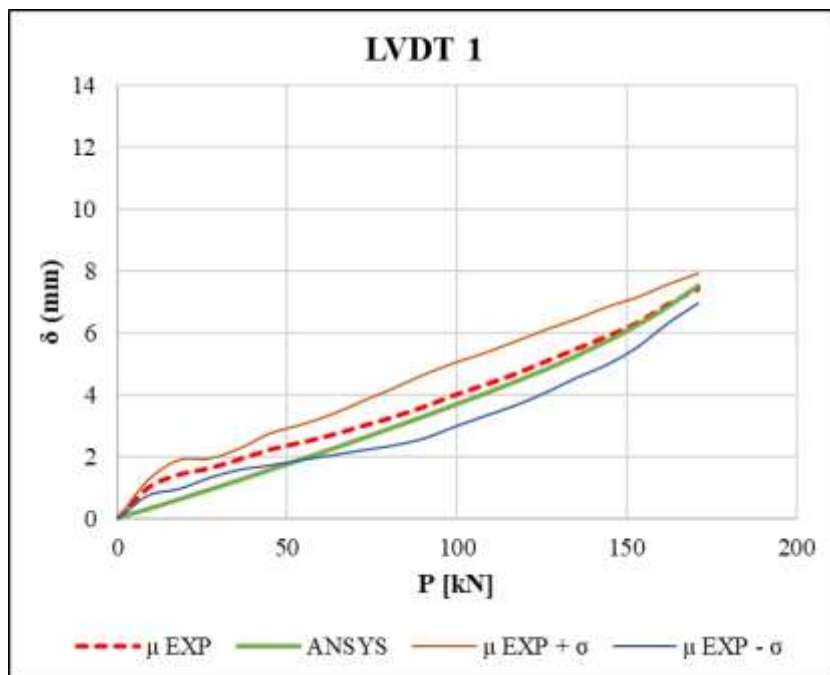


Figura 132 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 1 – Ligação ESE

Dos pontos de controle da deformação nas mesas do perfil da viga, a Figura 133 apresenta a comparação entre os resultados para a região tracionada da viga, com $RMSE = 7,11E-05$ mm/mm. O valor obtido para o RMSE no SG L01 é reflexo da proximidade entre as curvas dos resultados numéricos e experimentais médios, condição não replicada para o SG L02, cujo gráfico, apresentado na Figura 134, tem a curva de resultados experimentais fora da região delimitada pelas curvas dos resultados experimentais médios acrescidos do desvio padrão, refletindo em um $RMSE = 3,23E-04$ mm/mm.

Ambas as direções do ponto de controle SG R01 tem as curvas dos resultados numéricos majoritariamente confinadas entre as curvas extremas dos resultados experimentais, com exceção trecho que foge a esta regra está na Direção z, após $P = 150$ kN. A comparação entre a curva de resultados numéricos e experimentais médios para a Direção z resultou em $RMSE = 6,54E-05$ mm/mm. Já para a Direção y, foi obtido $RMSE = 1,04E-04$ mm/mm.

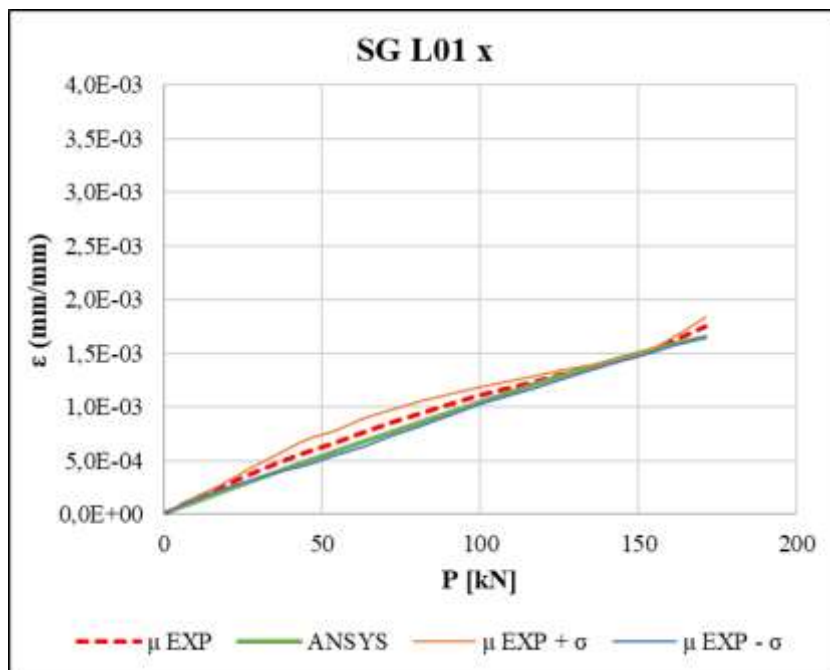


Figura 133 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L01 – Ligação ESE

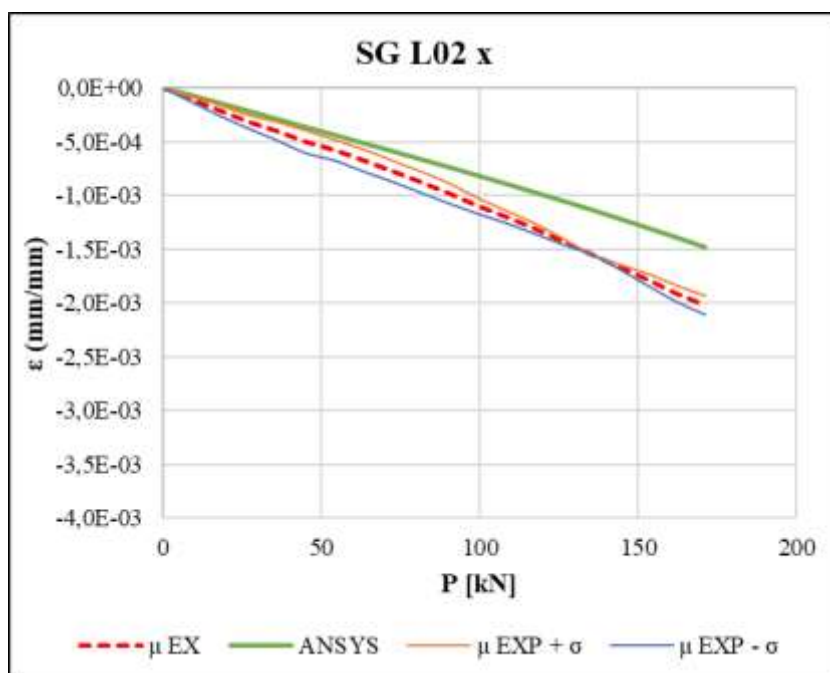


Figura 134 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L02 – Ligação ESE

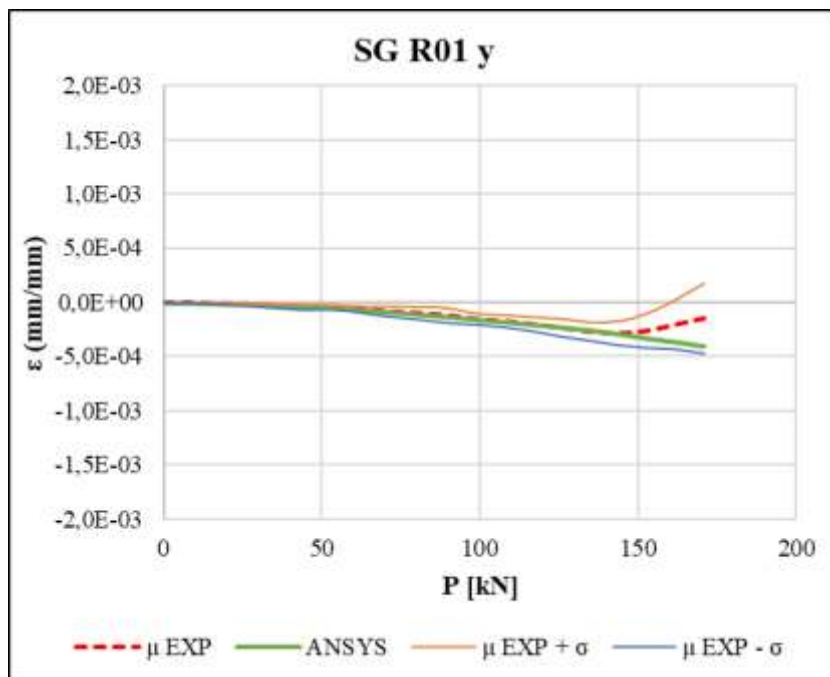


Figura 135 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção y – Ligação ESE

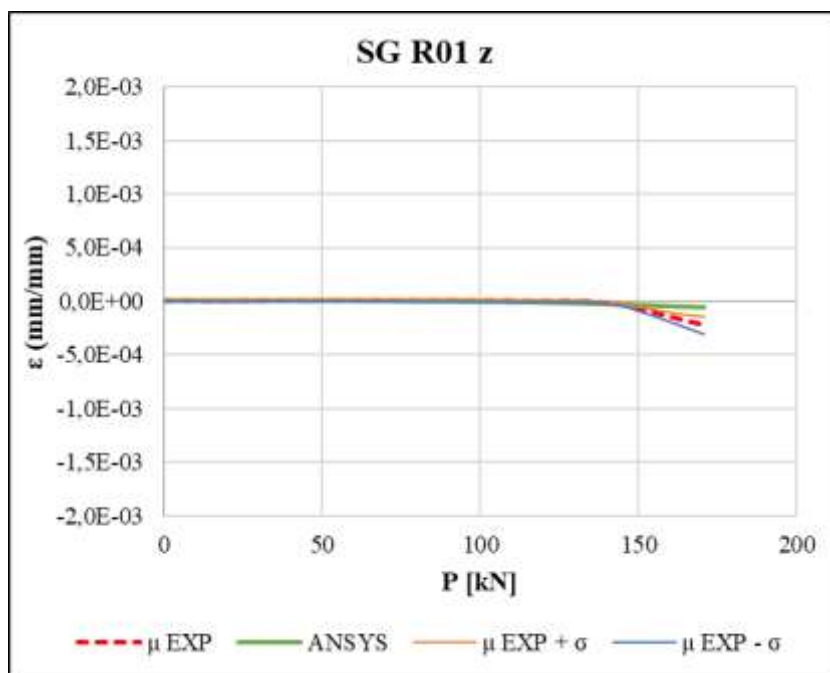


Figura 136 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção z – Ligação ESSE

Os pontos de controle SG R02, SG R03 e SG R04 apresentam condições semelhantes para a comparação entre os resultados experimentais e numéricos na Direção y, com as curvas dos resultados numéricos acompanhando as curvas dos resultados experimentais médios, majoritariamente entre as curvas relacionadas ao desvio padrão dos resultados experimentais.

Os resultado para a Direção y desses pontos de controle, são exibidos nos gráficos da Figura 137, Figura 139 e da Figura 141, tendo sido obtido um RMSE = 4,53E-05mm/mm para o SG R02, RMSE = 7,81E-05 para o SG R 03 e RMSE = 1,15E-04 para o SG R04.

Para a Direção z dos pontos de controle SG R02, SG R03 e SG R04, as curvas dos resultados numéricos estão predominantemente fora da região do gráfico delimitada pelas curvas extremas dos resultados experimentais, que estão associados aos valores experimentais médios mais ou menos um desvio padrão. A divergência mais significativa se dá no SG R02, com RMSE = 5,32E-04mm/mm, seguido pelo SG R04, com RMSE = 3,39E-04mm/mm e pelo SG R03, com RMSE = 2,23E-04mm/mm. Os gráficos que resumem os resultados são apresentados na Figura 138, na Figura 140 e na Figura 142.

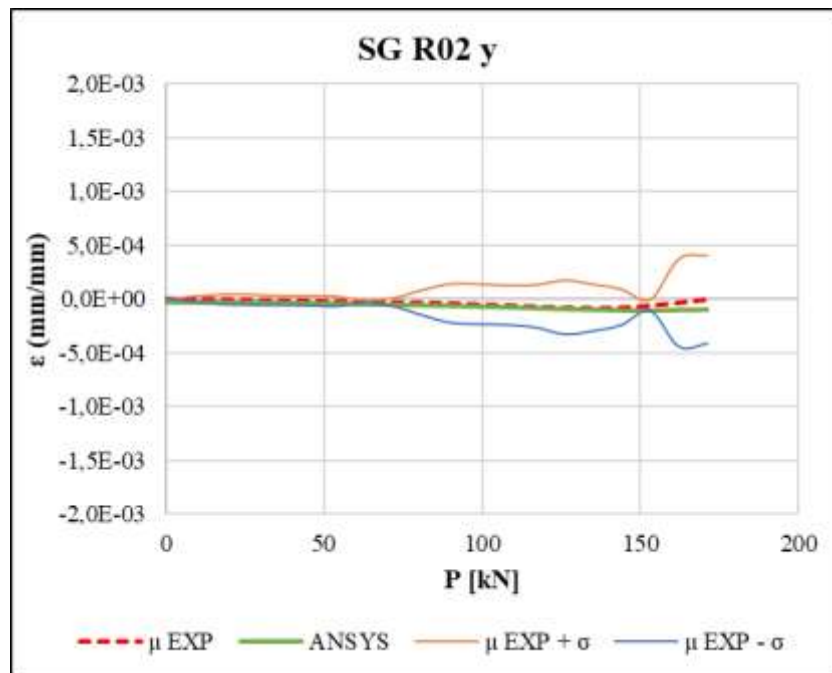


Figura 137 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção y – Ligação ESE

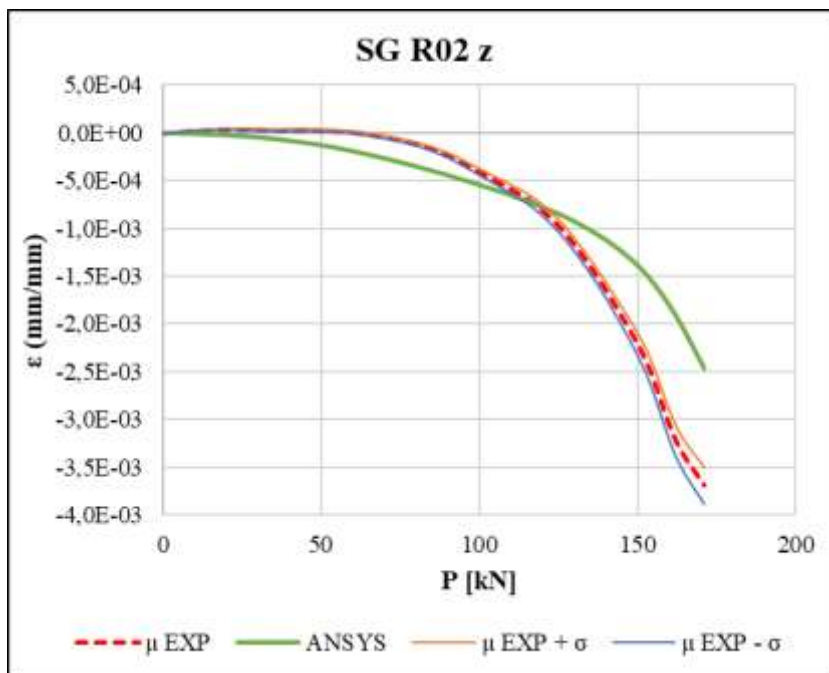


Figura 138 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção z – Ligação ESE

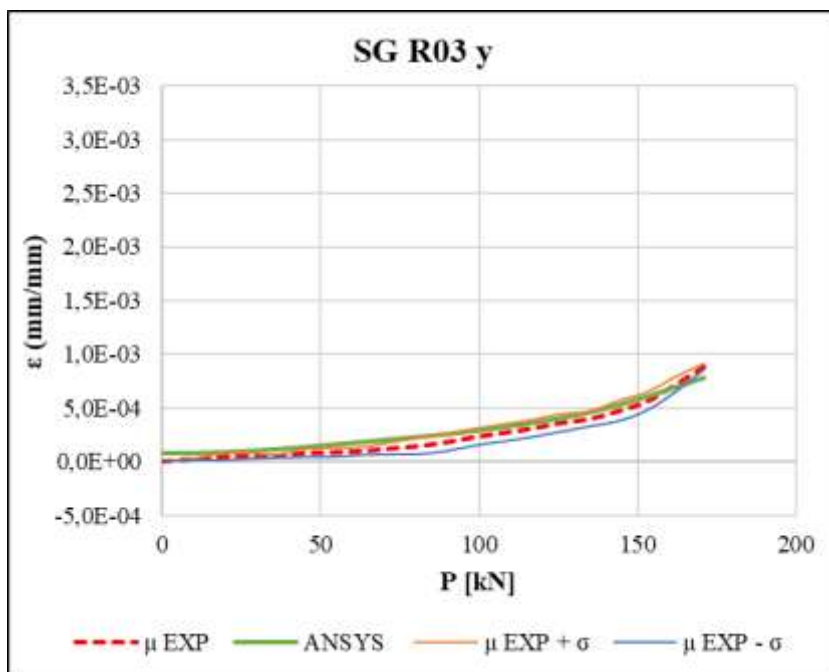


Figura 139 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção y – Ligação ESE

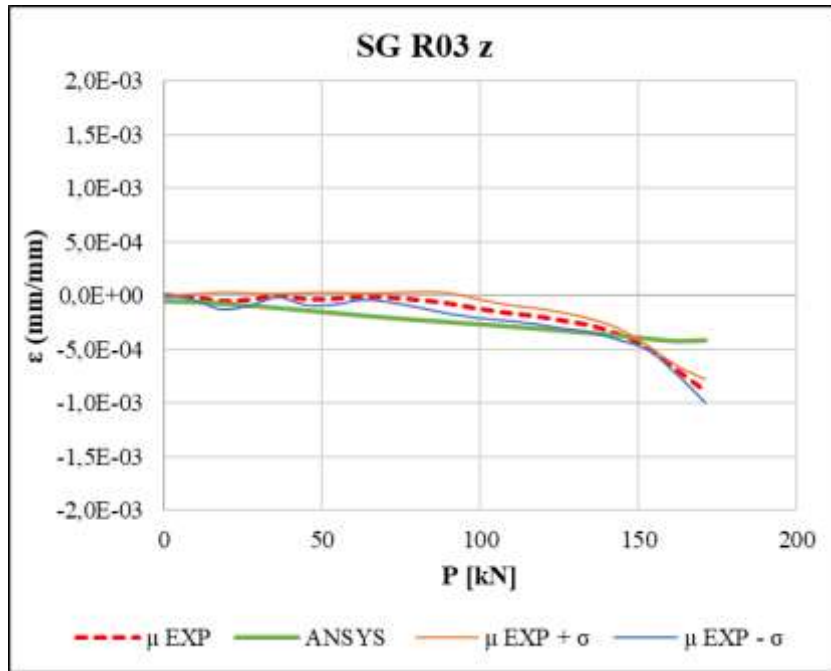


Figura 140 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção z – Ligação ESE

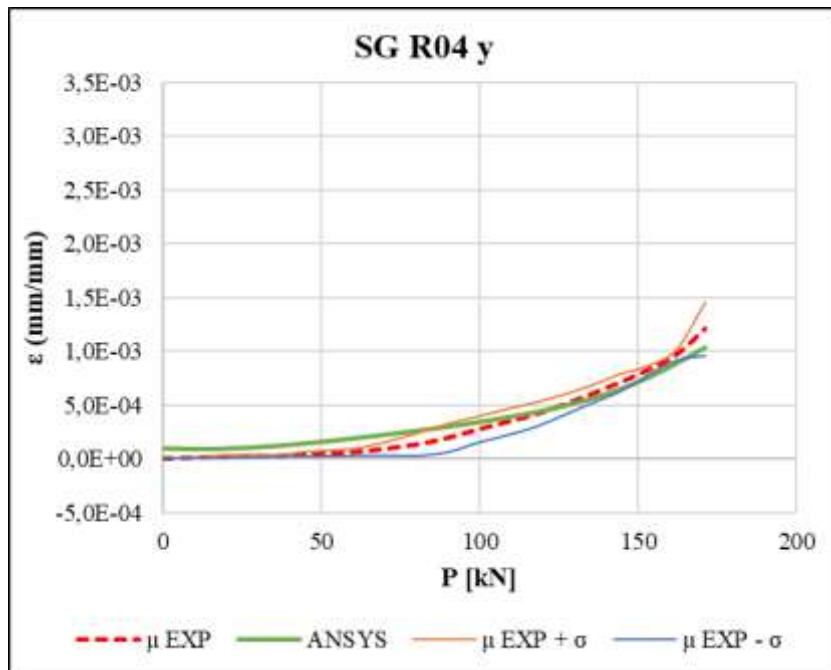


Figura 141 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção y – Ligação ESE

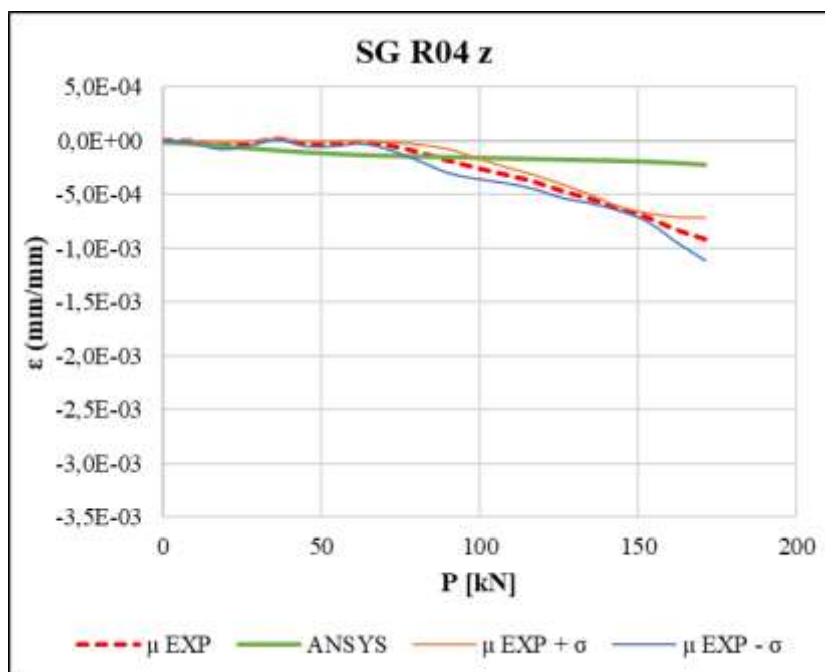


Figura 142 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção z – Ligação ESE

5.6.3 Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor (ECE)

Na sequência estão plotados os resultados para a Ligação com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor estudada, empregada como para obtenção dos parâmetros de calibração dos modelos numéricos. A comparação entre os valores numéricos e experimentais para os pontos de controle de deslocamento LVDT 1 e LVDT 2 podem ser consultados nos gráficos da Figura 143 e da Figura 144 sendo que, como ocorrido no caso das Ligações NE e ESE, divergiram para além de um desvio padrão dos resultados experimentais. Para o ponto LVDT 1 foi obtido $RMSE = 0,796\text{mm}$, inferior ao valor para o ponto LVDT 2, que tem $RMSE = 1,321\text{mm}$. Notar que são apresentados nos gráficos os valores lidos na medição menos o deslocamento do pórtico nesses pontos.

Ainda que não tão amplamente quanto nos pontos de controle de deslocamento, a curva que descreve os resultados numéricos se afasta dos resultados experimentais médios, para além do limite de um desvio padrão, no ponto de controle de deformação LVDT 1. Essas curvas são plotadas no gráfico da Figura 145, e estão associadas a um $RMSE = 8,37\text{E-}05\text{mm/mm}$.

Com $RMSE = 9,33\text{E-}05$, as curvas dos resultados numéricos e experimentais para o LDT 2 são apresentadas na Figura 146, sendo que os resultados numéricos são bastante próximos aos experimentais médios acrescidos de um desvio padrão.

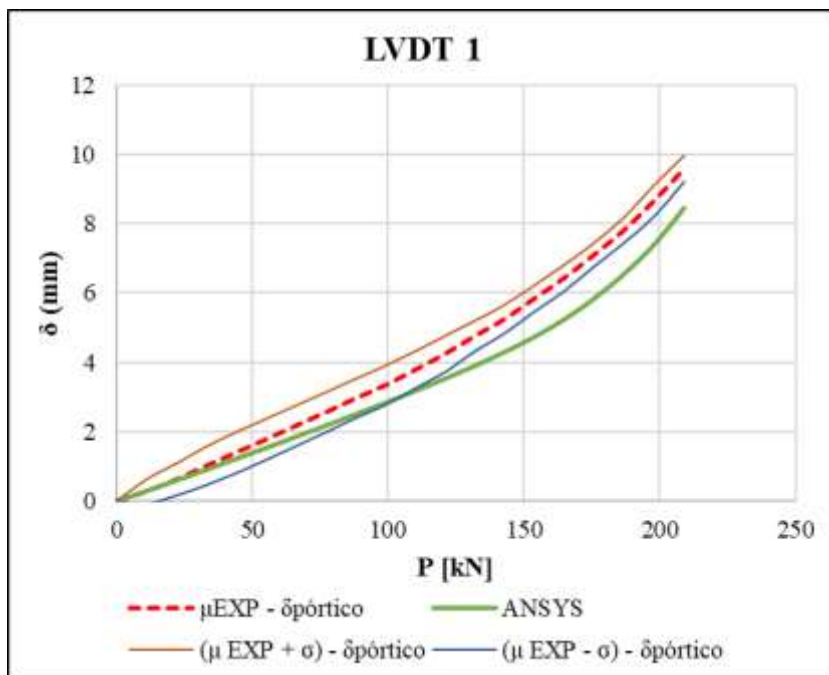


Figura 143 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 1 – Ligação ECE

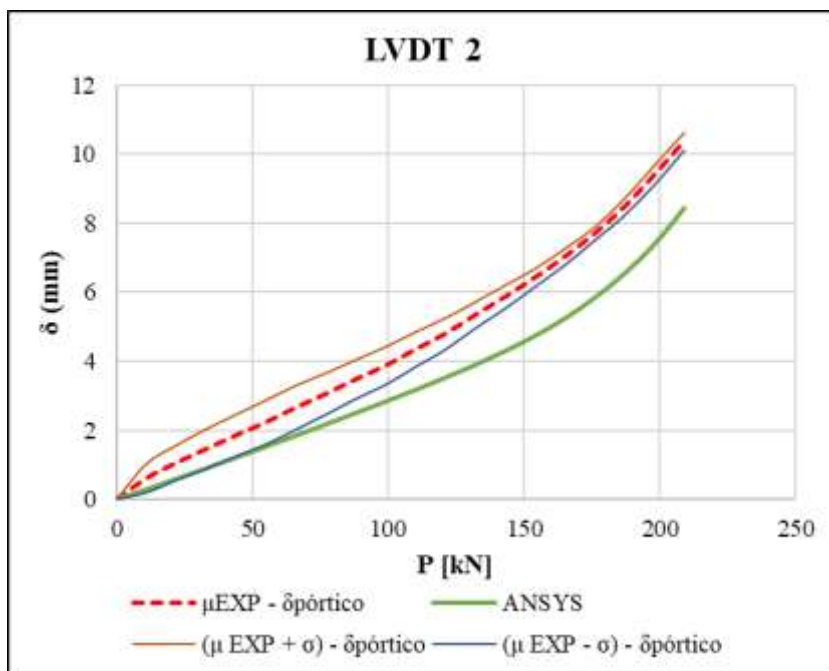


Figura 144 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle LVDT 2 – Ligação ECE

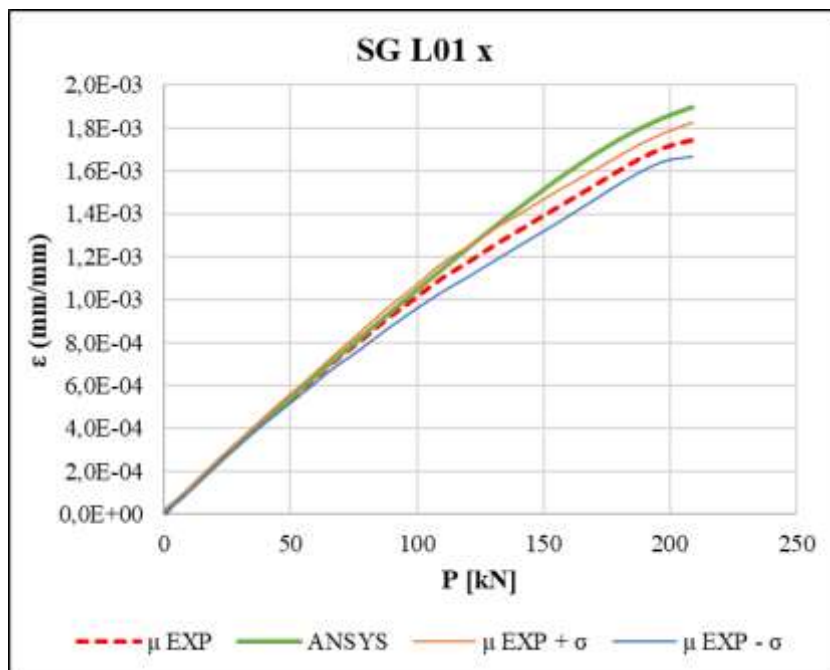


Figura 145 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L01 – Ligação ECE

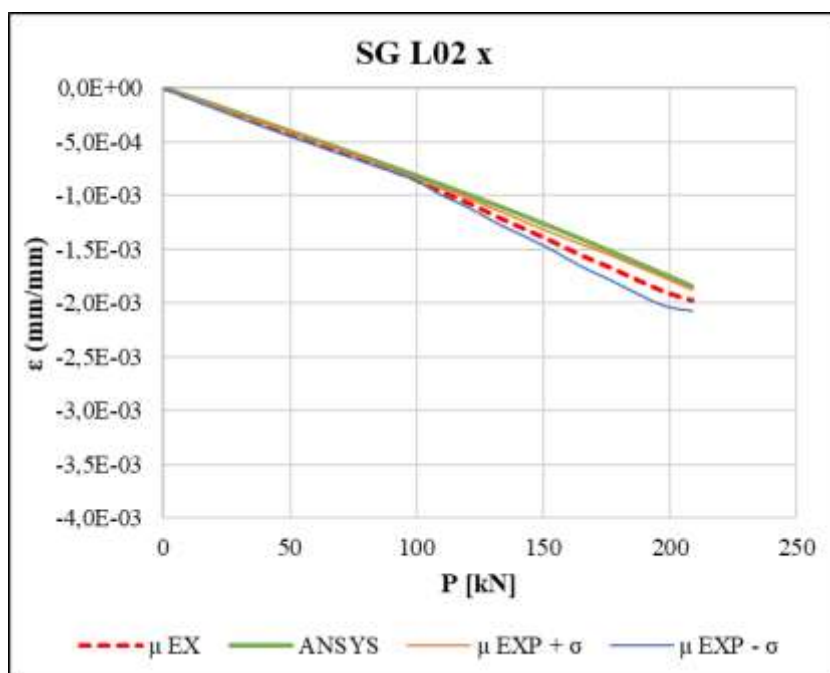


Figura 146 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG L02 – Ligação ECE

Para os pontos de controle de deformação localizados na chapa de topo da Ligação ECE, apenas a Direção z do SG R01 e a Direção y do SG R02 apresentaram curvas dos resultados numéricos na faixa dos resultados médios experimentais mais ou menos um desvio padrão. Entre os pontos de controle de deformação desta ligação, são esses os que apresentaram os menores valores para a Raiz da Média do Erro Quadrático: $RMSE = 7,52E-05\text{mm/mm}$ e $RMSE = 3,93E-05\text{mm/mm}$, respectivamente. Os gráficos com os resultados obtidos são apresentados na Figura 148 e na Figura 149.

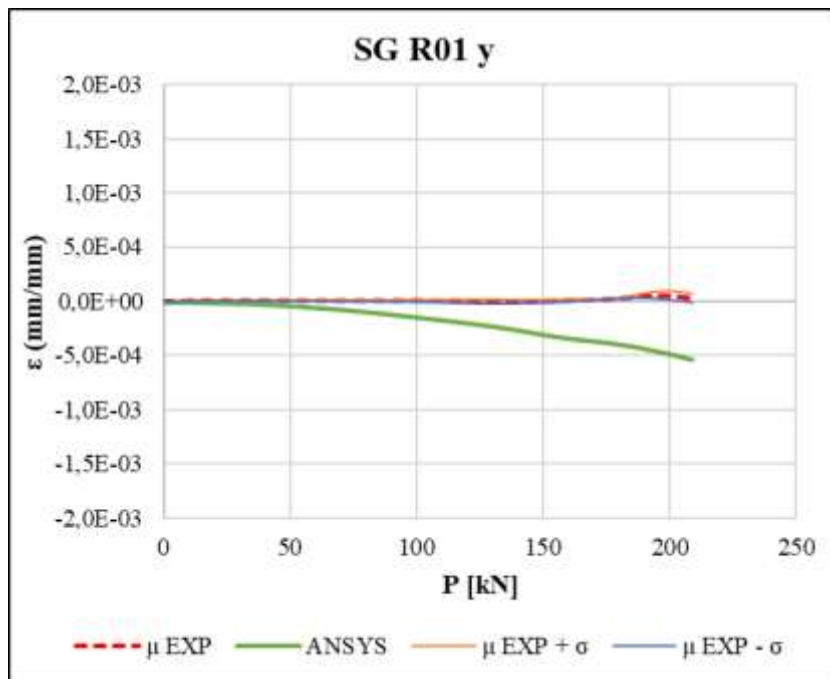


Figura 147 – Comparativo entre resultados numéricos e experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção y – Ligação ECE

A Figura 147 apresenta as curvas dos resultados numéricos e experimentais para Direção y do ponto SG R01, sendo que para estes resultados foi calculado um $RMSE = 2,75E-04\text{mm/mm}$.

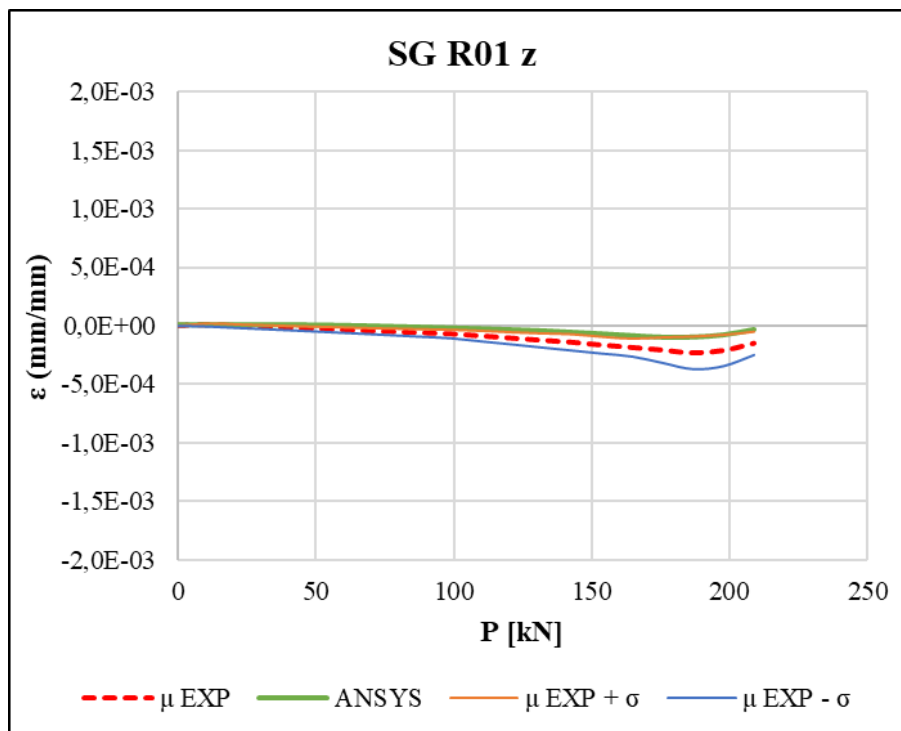


Figura 148 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R01 – Direção z – Ligação ECE

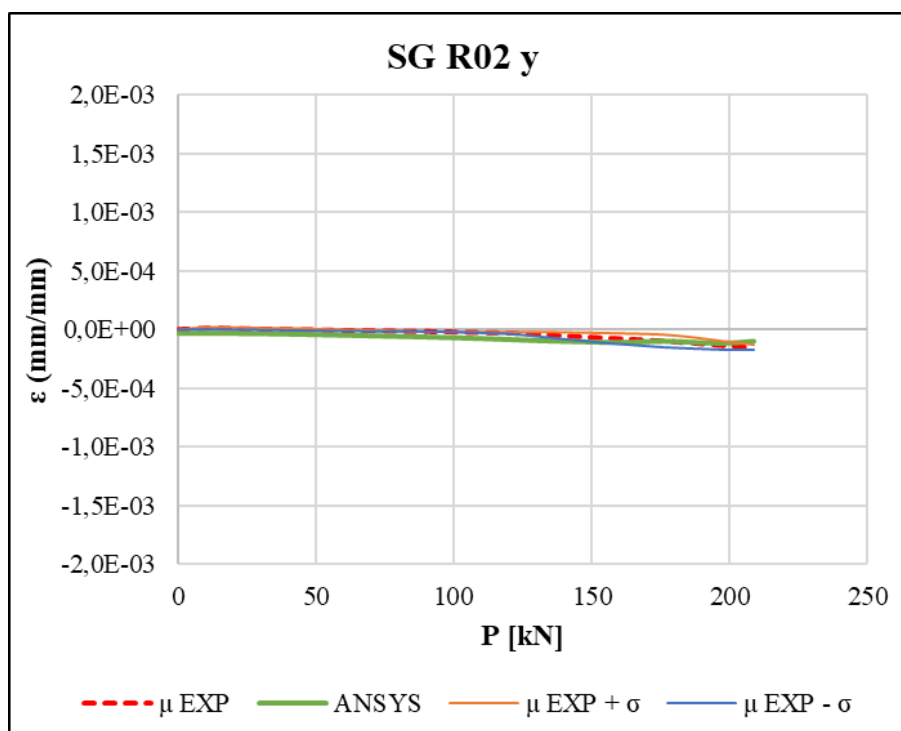


Figura 149 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção y – Ligação ECE

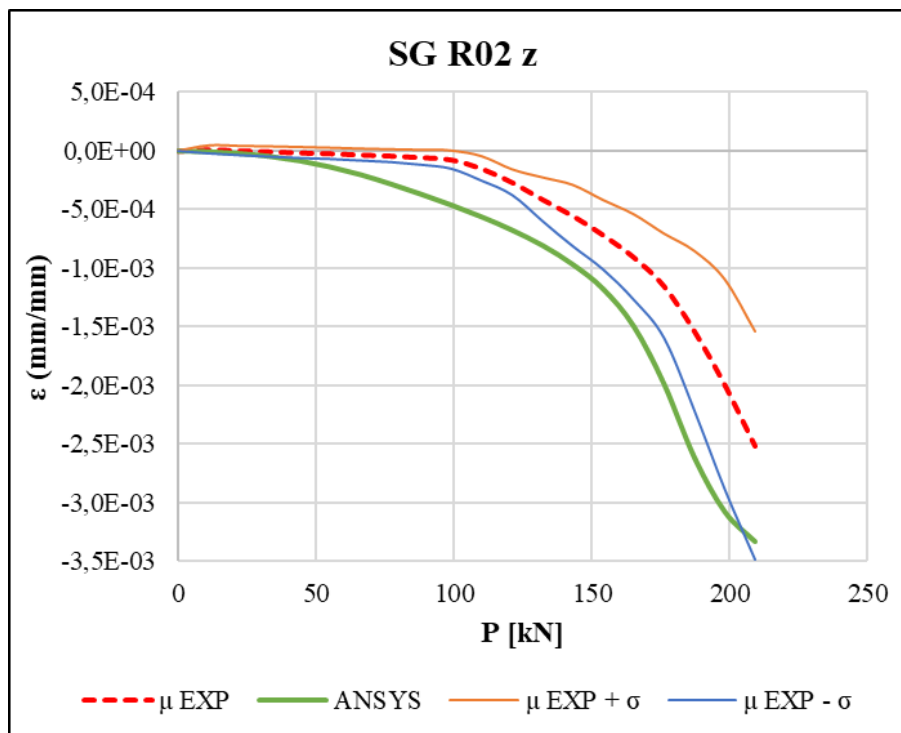


Figura 150 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R02 – Direção z – Ligação ECE

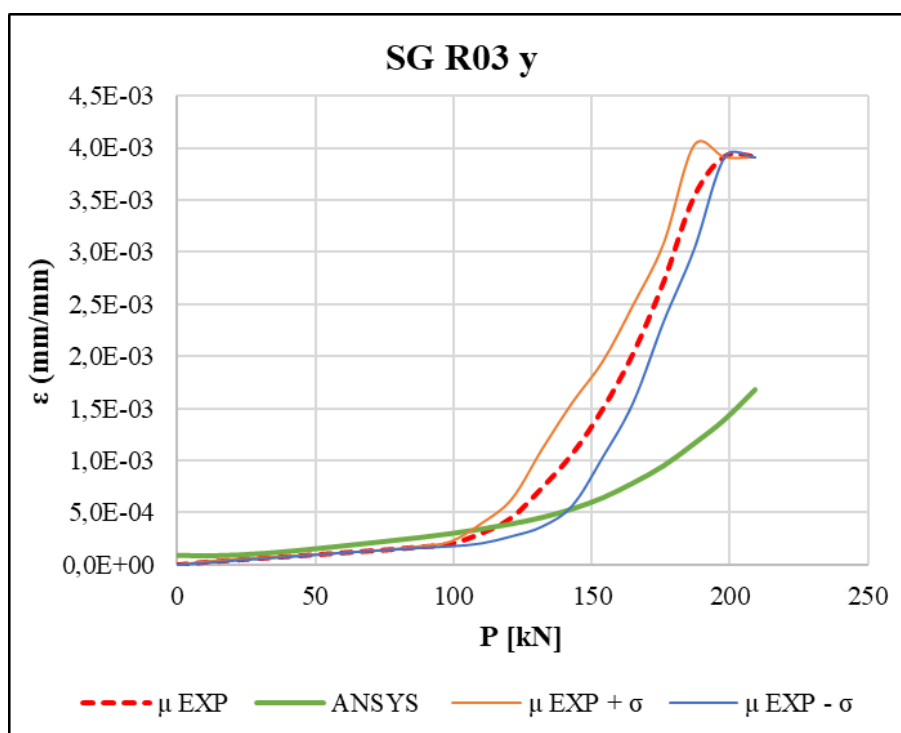


Figura 151 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção y – Ligação ECE

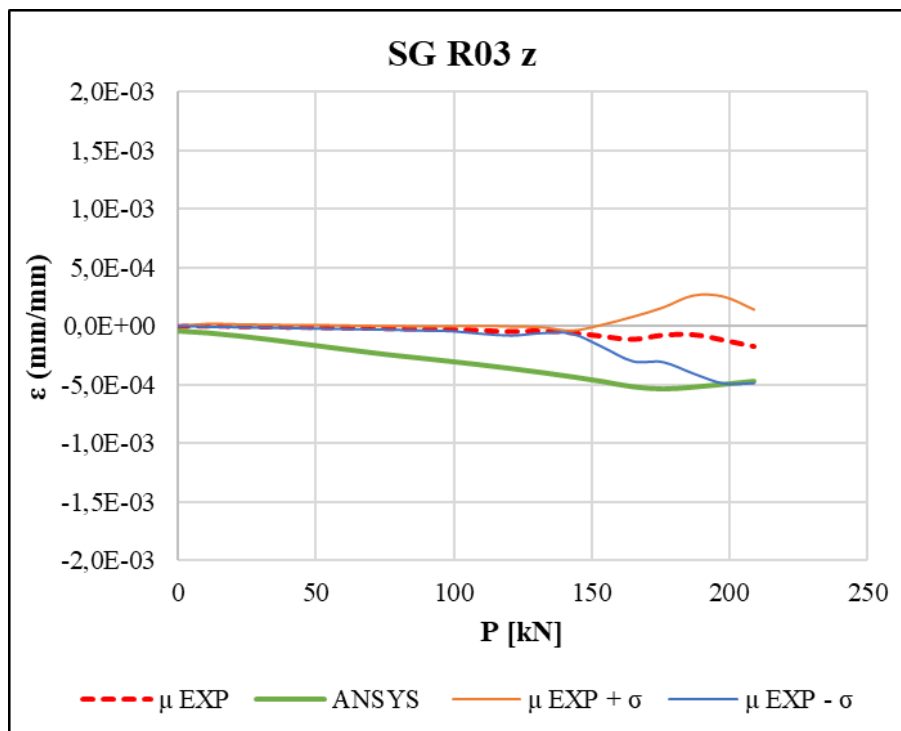


Figura 152 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R03 – Direção z – Ligação ECE

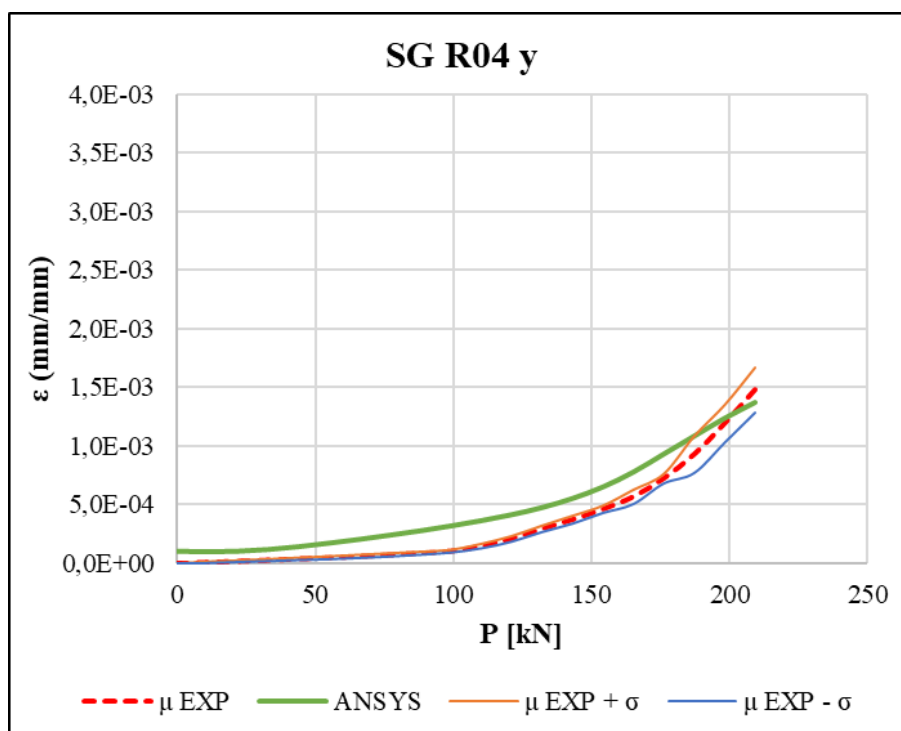


Figura 153 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção y – Ligação ECE

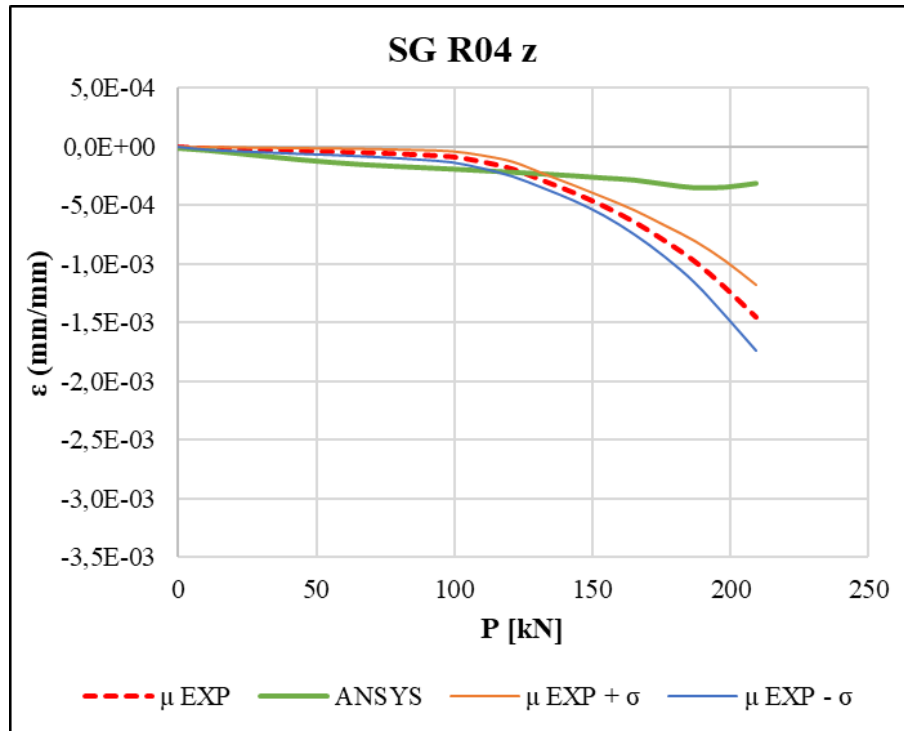


Figura 154 – Comparativo entre resultados numéricos experimentais no ponto de controle SG R04 – Direção z – Ligação ECE

Embora predominantemente fora da região do gráfico definida pelas curvas do resultado experimental médio mais ou menos uma vez o desvio padrão, as curvas dos resultados numéricos da Direção z do SG R02 e da Direção y do SG R04 acompanham a tendência de variação dos resultados experimentais, como observado nos gráficos da Figura 150 e da Figura 153. Para a Direção z do SG R02 está associado um RMSE = $5,15E-04$ mm/mm, enquanto para a Direção y do SG R04 está associado um RMSE = $1,56E-04$ mm/mm.

Para a Direção y e a Direção z do SG R03 e a Direção z do SG R04 as curvas dos resultados numéricos divergem das curvas dos resultados experimentais médios para além do limite de um desvio padrão, predominantemente. O gráfico para a Direção y do SG R03 é apresentado na Figura 151, com RMSE = $1,07E-03$ mm/mm. A Direção z do SG R03 tem seus resultados exibidos na Figura 152, com RMSE = $2,94E-04$, enquanto a Direção z do SG R04 é apresentada na Figura 154 e tem um RMSE = $3,87E-04$ mm/mm.

6 ANÁLISE CRÍTICA DOS RESULTADOS

A correlação entre os resultados numéricos e experimentais ficou parcialmente prejudicada pelas incertezas na descrição do comportamento da estrutura, oriundas especialmente das adaptações acumuladas ao longo do estudo experimental. Porém, ficou preservada a coerência entre os modelos, como evidenciado na Figura 155 e na Figura 156.

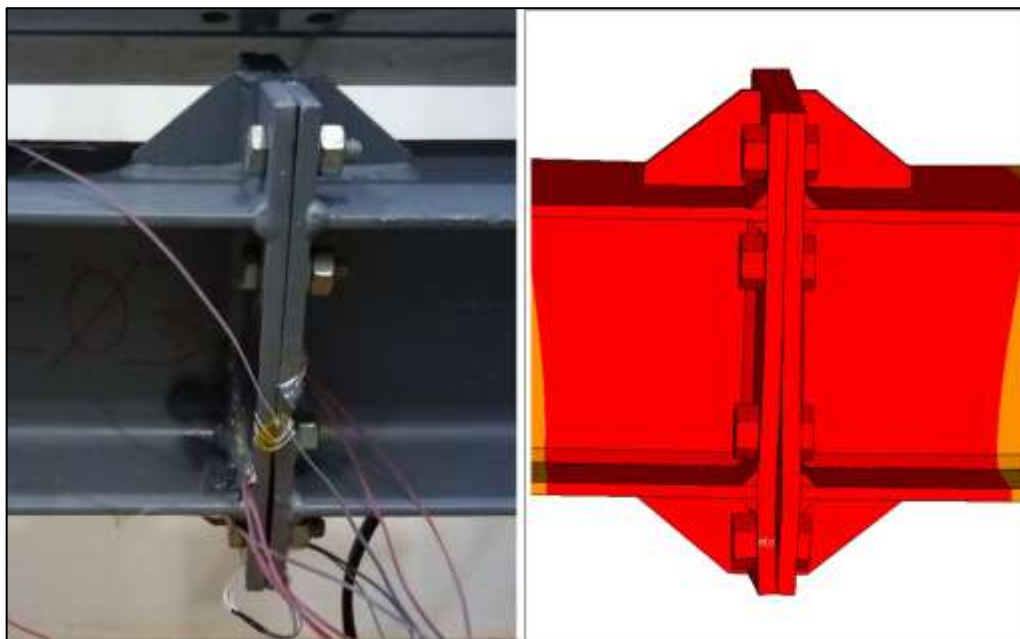


Figura 155 – Deformada da Chapa de Topo da Ligação ECE – Vista Frontal

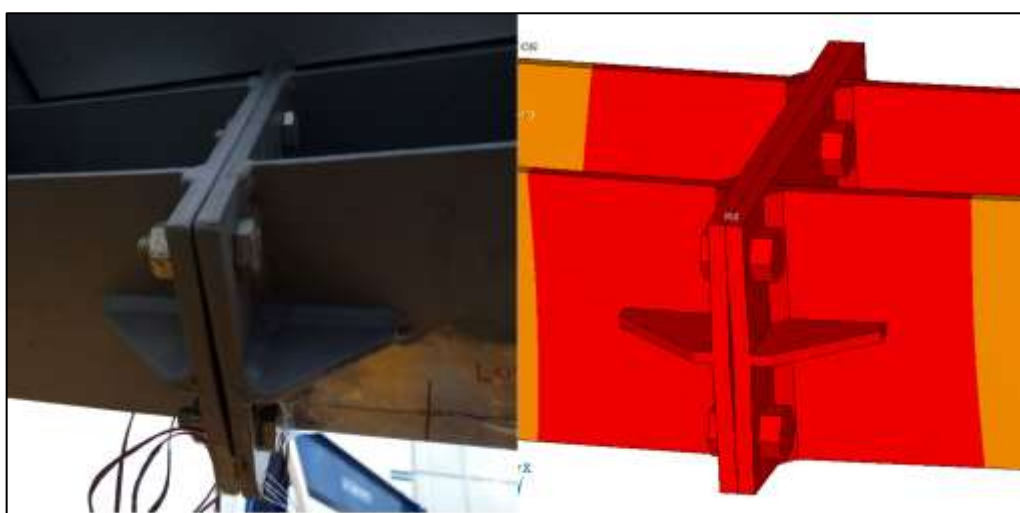


Figura 156 – Deformada da Chapa de Topo da Ligação ECE – Vista Inferior

A calibração dos modelos numéricos foi baseada nos resultados experimentais obtidos para a Ligação com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor, única série de que se pode aproveitar os resultados dos três corpos de prova. Mesmo nas melhores aproximações houve uma divergência significativa entre os resultados numéricos e experimentais em alguns dos pontos de controle, como evidenciado pelos dados sistematizados nas tabelas a seguir.

Como ponto de partida para a análise dos resultados obtidos, a Tabela 12 apresenta o valor do Resultado Máximo Absoluto ($|R_{num,max}|$), obtido para cada ponto de controle dos modelos numéricos, e também o Erro Máximo Absoluto ($|E_{max}|$) associado a cada um dos pontos. As células com $|E_{max}| \leq 0,2 \times |R_{num,max}|$ estão hachuradas em verde, enquanto as células com $|E_{max}| > |R_{num,max}|$ estão hachuradas em laranja.

$$|R_{num,max}| = \max_{i=1,n} |y_{i,num}| \quad (40)$$

$$|E_{max}| = \max_{i=1,n} |y_{i,num} - y_{i,exp}| \quad (41)$$

em que:

$y_{i,num}$ é o valor do resultado do modelo numérico no instante i ;

$y_{i,exp}$ é o valor do resultado experimental no instante i .

Tabela 12 – Quadro com resultados numéricos e erro máximo absoluto

Ponto de Controle	Un.	$ R_{num,max} $			$ E_{max} $		
		Modelo			Modelo		
		NE	ESE	ECE	NE	ESE	ECE
LVTD 1	[mm]	8,24	8,35	8,45	1,59	0,82	1,27
LVTD 2		8,24	3,28	8,44	2,59		1,99
SG L01	[mm/mm]	1,60E-03	1,70E-03	1,90E-03	1,67E-04	1,71E-04	1,50E-04
SG L02		1,79E-03	1,57E-03	1,84E-03	5,53E-04	5,37E-04	1,61E-04
SG R01 y		6,49E-04	4,47E-04	5,39E-04	2,82E-04	3,38E-04	5,71E-04
SG R01 z		9,90E-04	5,98E-05	9,32E-05	5,06E-04	2,12E-04	1,35E-04
SG R02 y		5,00E-05	1,23E-04	1,14E-04	3,46E-04	1,36E-04	5,43E-05
SG R02 z		1,81E-03	3,04E-03	3,34E-03	1,10E-03	1,31E-03	1,09E-03
SG R03 y		1,68E-03	8,90E-04	1,69E-03	9,89E-04	1,68E-04	2,52E-03
SG R03 z		1,09E-03	4,25E-04	5,36E-04	5,39E-04	6,80E-04	4,62E-04
SG R04 y		5,10E-04	1,18E-03	1,38E-03	1,19E-04	3,18E-04	2,11E-04
SG R04 z		1,04E-03	2,19E-04	3,46E-04	9,28E-04	7,70E-04	1,15E-03

Embora o conhecimento dos valores máximos permita extrair algumas conclusões, é necessário expandir a análise do erro relativo entre as curvas de resultados numéricos e experimentais. Para isso, a Tabela 13 resume os resultados obtidos para o Erro Médio Absoluto (MAE), calculado pela Equação (42), e para o Erro Médio Absoluto em Percentual (MAPE), dado pela Equação (43). Com o objetivo de facilitar a análise, as células do MAPE estão preenchidas com a cor verde quando $MAPE \leq 25\%$ e com a cor laranja para $MAPE > 100\%$.

$$MAE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_{i,num} - y_{i,exp}| \quad (42)$$

$$MAPE = \frac{\sum_{i=1}^n |y_{i,num} - y_{i,exp}|}{\sum_{i=1}^n |y_{i,exp}|} \times 100 \quad (43)$$

Tabela 13 – Quadro com MAE e MAPE

Ponto de Controle	MAE				MAPE		
	Un.	Modelo			Modelo		
		NE	ESE	ECE	NE	ESE	ECE
LVTD 1	[mm]	0,488	0,413	0,660	12%	10%	16%
LVTD 2		0,926		1,205	20%		25%
SG L01	[mm/mm]	1,05E-04	5,97E-05	6,34E-05	13%	6%	6%
SG L02		1,47E-04	2,80E-04	7,85E-05	14%	26%	8%
SG R01 y		1,15E-04	4,92E-05	2,21E-04	43%	39%	1720%
SG R01 z		2,06E-04	3,25E-05	6,60E-05	28%	75%	67%
SG R02 y		1,90E-04	3,41E-05	3,72E-05	111%	96%	79%
SG R02 z		5,43E-04	3,58E-04	4,13E-04	45%	36%	75%
SG R03 y		2,03E-04	7,26E-05	6,57E-04	30%	24%	59%
SG R03 z		1,09E-04	1,60E-04	2,76E-04	17%	66%	588%
SG R04 y		6,02E-05	9,55E-05	1,49E-04	57%	24%	42%
SG R04 z		3,93E-04	2,41E-04	2,49E-04	51%	74%	68%

Uma visualização intuitiva para parâmetro MAPE, considerando que os instantes i estejam igualmente espaçados, é da relação da área entre as curvas de resultados numéricos e experimentais pela área sob a curva dos resultados experimentais. Porém, curvas com comportamento distintos podem gerar valores próximos para este parâmetro, como para as Direções y e z do ponto SG R04 da Ligação NE, que embora tenham valores próximos para o MAPE, divergem para o MAE e mesmo para os parâmetros RMSE e RRSE, conforme Tabela 14.

Tabela 14 – Quadro com parâmetros RMSE e RRSE

Ponto de Controle	RMSE			RRSE (adimensional)			
	Un.	Modelo			Modelo		
		NE	ESE	ECE	NE	ESE	ECE
LVTD 1	[mm]	0,651	0,470	0,796	0,226	0,232	0,291
LVTD 2		1,219		1,321	0,389		0,466
SGL01	[mm/mm]	1,17E-04	7,11E-05	8,58E-05	0,280	0,144	0,171
SGL02		2,04E-04	3,23E-04	9,57E-05	0,310	0,526	0,163
SGR01 y		1,27E-04	1,04E-04	2,82E-04	1,095	1,177	18,510
SGR01 z		2,43E-04	6,54E-05	7,72E-05	0,782	0,799	1,059
SGR02 y		2,09E-04	4,53E-05	3,97E-05	2,201	1,651	0,810
SGR02 z		5,94E-04	5,32E-04	5,28E-04	0,751	0,409	0,722
SGR03 y		3,05E-04	7,81E-05	1,09E-03	0,428	0,269	0,799
SGR03 z		1,67E-04	2,23E-04	3,01E-04	0,415	0,729	6,475
SGR04 y		6,81E-05	1,15E-04	1,58E-04	0,599	0,268	0,376
SGR04 z		4,67E-04	3,39E-04	3,97E-04	0,803	1,026	0,910

Enquanto o MAE e o MAPE se atêm apenas aos valores médios dos desvios entre as curvas, sem considerar como estão distribuídos ao longo dos instantes i , a Raiz da média do erro quadrático (RMSE), definida na Equação (39), e a Raiz quadrada do erro relativo (RRSE), na Equação (44), inferem se o erro é uniforme ao longo das curvas.

O RRSE é um parâmetro adimensional, dado pela formula apresentada abaixo, com valor ótimo igual a zero. Quanto menor o RRSE, menor será o RMSE associado aquele ponto, indicando uma melhor qualidade da aproximação.

$$RRSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_{i,num} - y_{i,exp})^2}{\sum_{i=1}^n (\overline{y_{exp}} - y_{i,exp})^2}} \quad (44)$$

Para balizar o entendimento dos parâmetros adotados para estimativa do erro, foi desenvolvido um comparativo entre os métodos adotados neste capítulo. Para isso são apresentadas na Tabela 15 cinco séries com comportamento divergentes, porém com mesmo erro médio, plotadas no gráfico da Figura 157.

Tabela 15 – Interpretação dos parâmetros de erro – Séries do exemplo

i	SÉRIE 1	SÉRIE 2	SÉRIE 3	SÉRIE 4	SÉRIE 5	REFERÊNCIA
1	3,0	5,0	5,0	1,7	5,0	5,0
2	3,0	4,0	5,0	5,0	5,0	5,0
3	3,0	3,0	3,0	1,7	-5,0	5,0
4	3,0	2,0	1,0	5,0	5,0	5,0
5	3,0	1,0	1,0	1,7	5,0	5,0

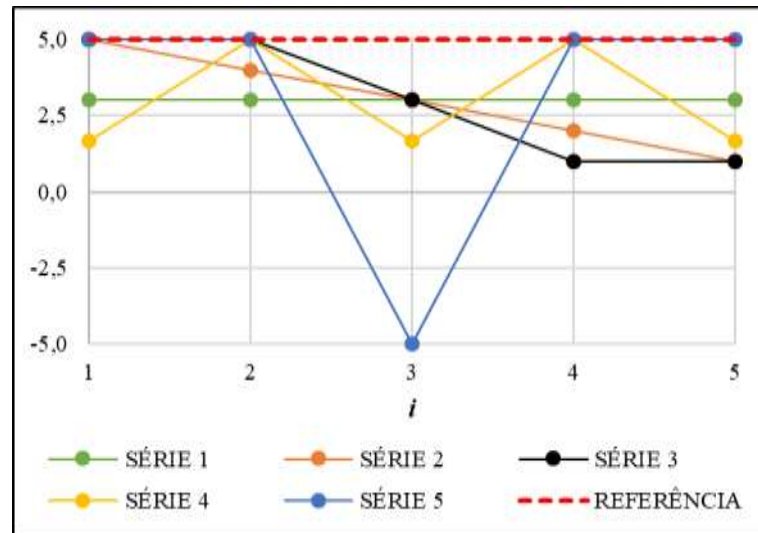


Figura 157– Interpretação dos parâmetros de erro – Gráfico com séries do exemplo

Os parâmetros para cada série do exemplo são apresentados na Tabela 16, onde se observa fundamentalmente que:

- Embora haja divergência significativa entre as séries, o valor médio absoluto do erro é igual em todas as séries. Resultando em um mesmo valor para o MAE e o MAPE em todas as colunas;
- Para o caso da Série 1, com curva paralela à da Série de Referência, os valores para MAE e RMSE são idênticos;
- A comparação entre os resultados do MAE e da RMSE permite intuir se o erro médio é obtido de valores homogêneos, distribuídos ao longo dos instantes i , ou é originado de picos com valor extremo, como no caso da Série 5.

Tabela 16 – Interpretação dos parâmetros de erro – Quadro de valores

	SÉRIE 1	SÉRIE 2	SÉRIE 3	SÉRIE 4	SÉRIE 5
Valor absoluto máx.	3,000	5,000	5,000	5,000	5,000
Erro absoluto máx.	2,000	4,000	4,000	3,333	10,000
MAE	2,000	2,000	2,000	2,000	2,000
RMSE	2,000	2,449	2,683	2,582	4,472
RRSE	0,533	0,653	0,716	0,689	1,193
MAPE	40%	40%	40%	40%	40%

Analisando os resultados obtidos, levando em conta a iteração entre os métodos de estimativa de erro, conclui-se que a aproximação satisfatória para o ponto LVDT 1 em todos os modelos, com MAPE limitado a 16% e RMSE próximo ao valor obtido para o MSE, boa correlação entre as curvas de resultados numéricos e experimentais. Para o LVDT 2, considerado apenas para as Ligações NE e ECE, os parâmetros não foram tão satisfatórios, ainda que restrito a limites razoáveis. A divergência entre os resultados para esses dois pontos de controle indica deficiência na obtenção dos resultados experimentais, já que se seriam esperados resultados idênticos para esses pontos.

A análise dos parâmetros de estimativa de erro para os pontos de controle relacionados aos Strain Gages Lineares indica relação satisfatória para o SG L01, sendo o valor médio relativo menos satisfatório o obtido para a Ligação NE, com MAPE = 13%. Já para o SG L02 os resultados para as Ligações NE e ECE foram tão satisfatórios quanto os obtidos para o SG L01, condição diferente da encontrada para a Ligação ESE, onde foram identificados valores superiores de erro para qualquer dos parâmetros analisados, sendo ilustrativo o MAPE = 26%, quatro vezes maior que o encontrado para o SG L01 do mesmo modelo.

Os pontos de controle associados aos Strain Gages do tipo Roseta, fixados nas Chapas de Topo, apresentaram erros mais significativos que os Strain Gages Lineares. Para além da análise dos parâmetros de estimativa de erro, é necessário considerar que enquanto os Strain Gages Lineares foram posicionados em regiões com certa homogeneidade nas deformações, já os Strain Gages do tipo Roseta mensuram as deformações em condição diversa, como pode ser compreendido através da sequência de figuras apresentadas abaixo.

A Figura 160 permite inferir que uma parcela significativa do erro, para os pontos de controle associados aos Strain Gages do tipo Roseta, seja função do nível de variação da deformação na superfície da chapa, devido à precisão na colagem dos Strain Gages e a divergência entre a área em que efetivamente se realiza a medição experimental e o ponto de que se extrai o valor

numérico. Ainda assim, os resultados não devem ser considerados insatisfatórios, sendo que os maiores erros relativos (MAPE) estão associados a pontos com valores de erro máximo absoluto e médio absoluto (MAE) que não destoam dos resultados obtidos nos demais, sendo que nessa condição se destacam da Ligação ECE os pontos SG R01, na Direção y, e SG R03, na Direção z. Já na Ligação NE se destaca o ponto SG R02, na Direção y.

Destoaram do comportamento geral o ponto SG R04, na Direção z, da Ligação ESE e os pontos SG 03, na Direção y, e SG 04, na Direção z, ambos da Ligação ECE. Nesses casos houve divergência entre os resultados numéricos e experimentais após o carregamento atingir valores na ordem de 100kN, para todos os parâmetros de erro analisados. Embora apresente erro superior ao dos demais pontos, as principais causas prováveis para a divergência de valores são as mesmas.

A Figura 158 apresenta a distribuição de tensão de Von Mises na mesa tracionada do perfil, na região do SG L01, do modelo de Ligação ECE. O ponto de controle está indicado na figura através de uma seta, sendo que dele se realiza a leitura apenas da deformação na Direção x, que corresponde também à deformação principal.

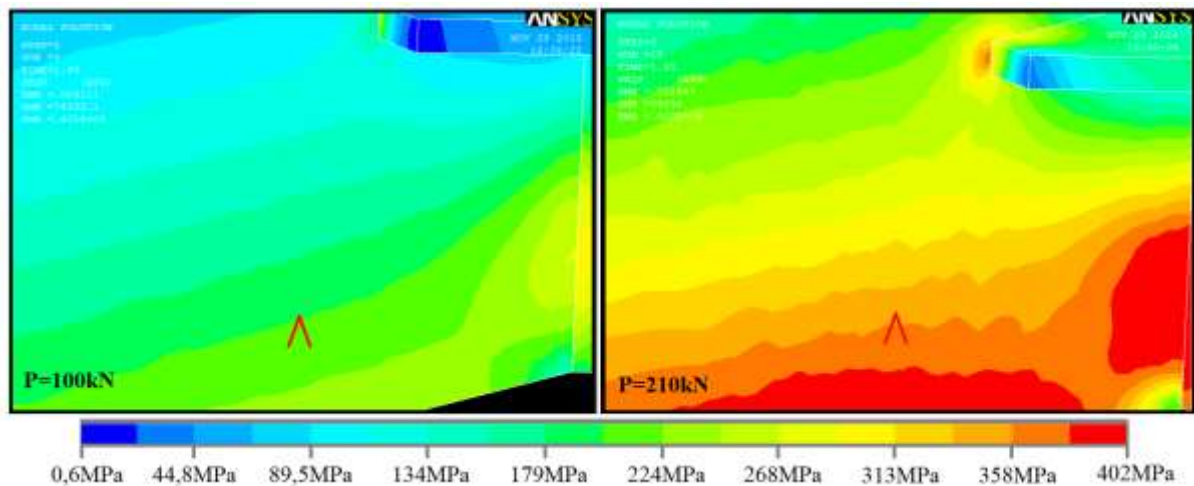


Figura 158 – Tensão equivalente de Von Mises no ponto SG L01 – Ligação ECE

Os pontos de controle SG R01, SG R02, SG R03 e SG R04 tem os pontos de leitura para suas Direções y e z indicadas nas figuras abaixo através de setas. A Figura 159 indica a distribuição da Tensão de Von Mises para a carga $P = 100\text{kN}$, a Figura 160 para $P = 155\text{kN}$ e a Figura 161 para $P = 210\text{kN}$.

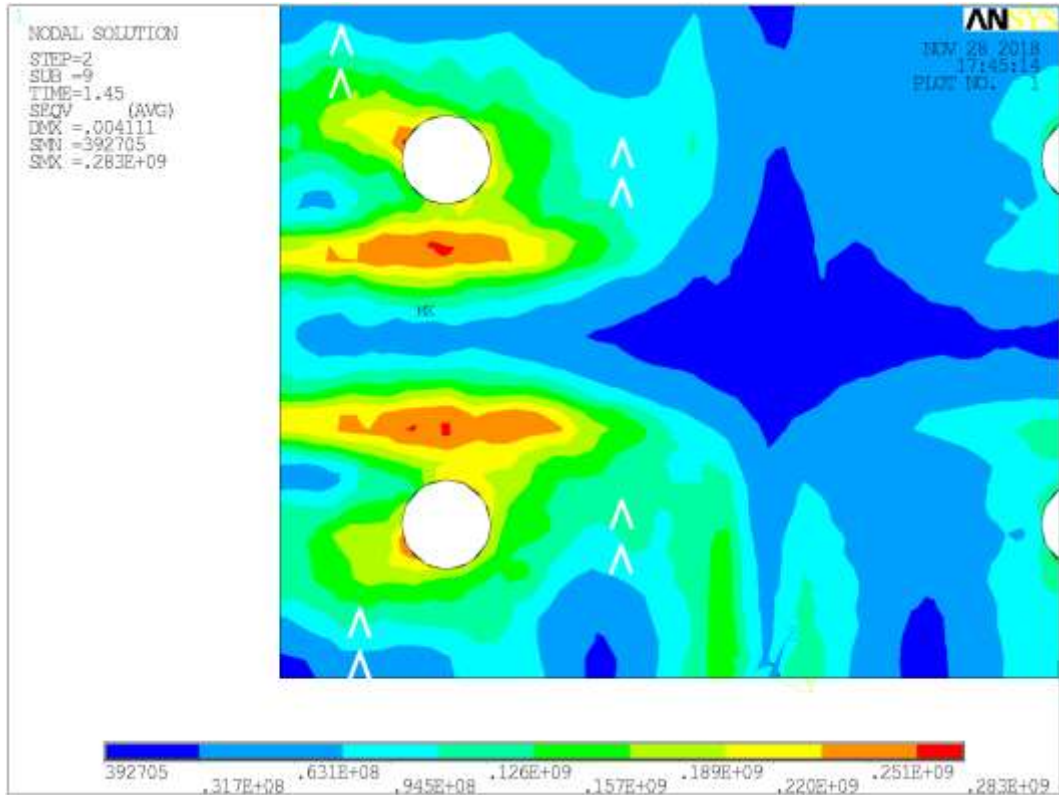


Figura 159 – Tensão equivalente de Von Mises na Chapa de Topo – P = 100kN – Ligação ECE

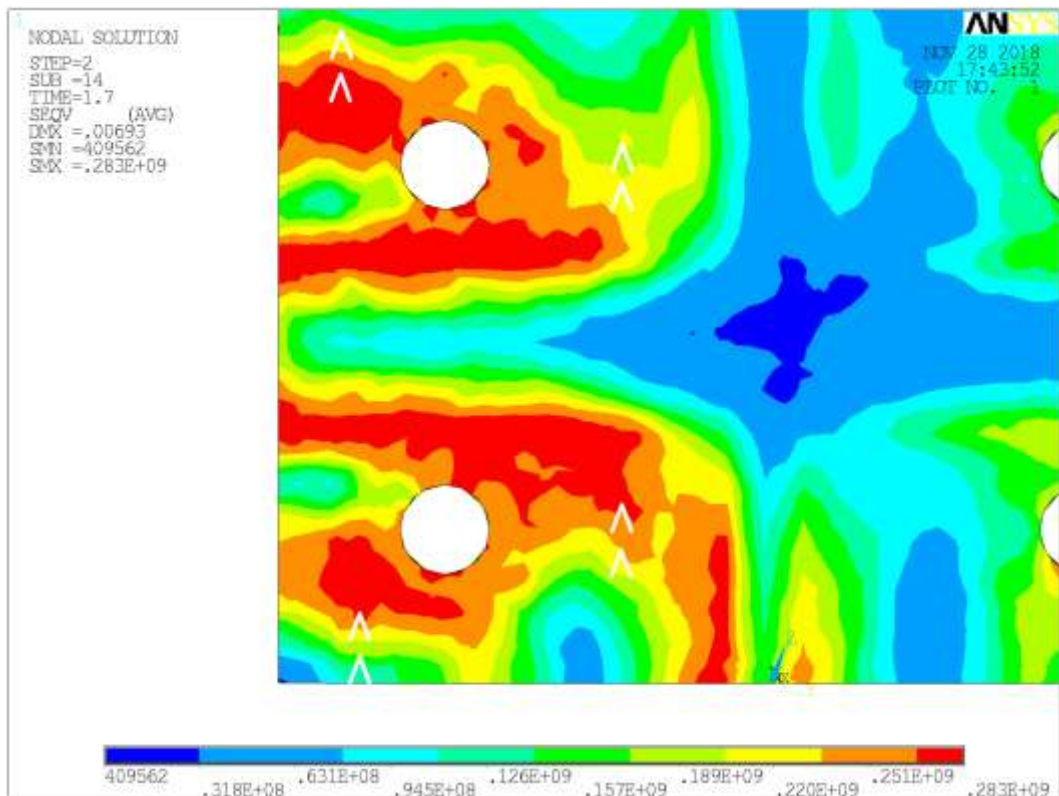


Figura 160– Tensão equivalente de Von Mises na Chapa de Topo – P = 155kN – Ligação ECE

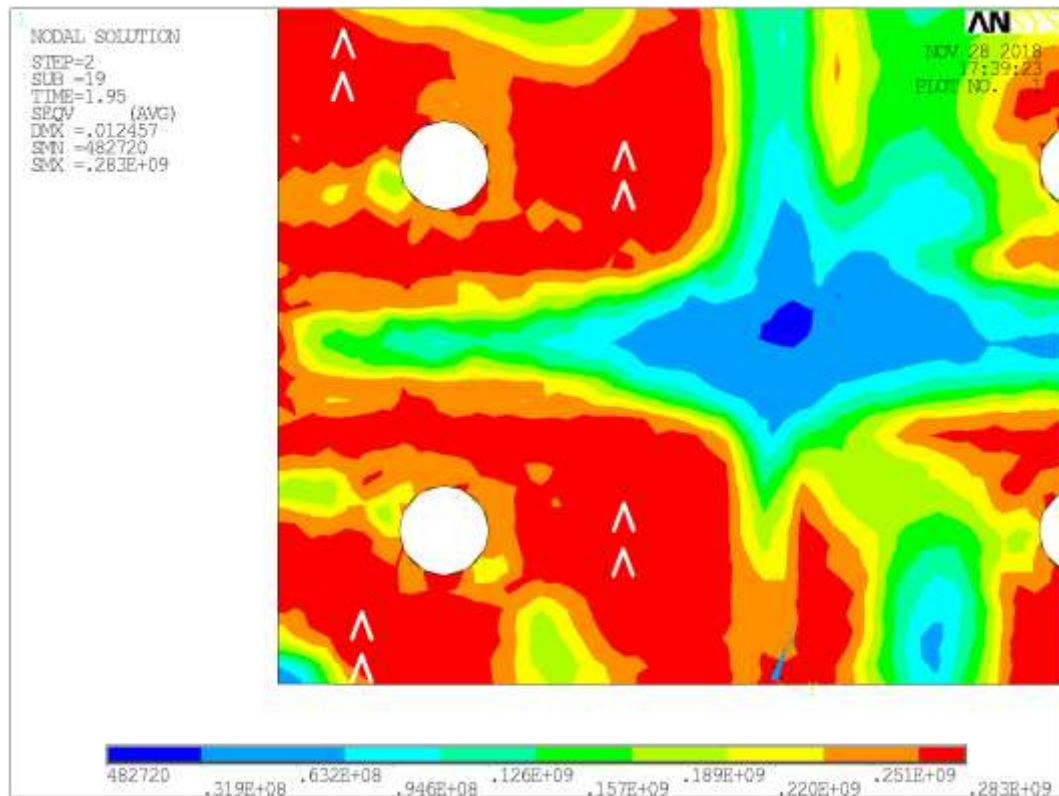


Figura 161– Tensão equivalente de Von Mises na Chapa de Topo – $P = 210\text{kN}$ – Ligação ECE

Uma redução no erro relativo ainda poderia ser tentada, adotando alguma das seguintes abordagens:

- a) Revisão da modelagem dos aparelhos de apoio e carregamento, reproduzindo a geometria real, com a adição das superfícies de contato e parafusos. Seriam necessários um total de 108 novos pares de contato e 16 parafusos, elevando a complexidade e o tempo necessário para a análise do modelo;
- b) Alteração no modelo de contato Viga de Transição – Aparelho de Carga, levando em consideração a existência da camada de elastômero, não realizada por se desconhecer as propriedades físicas do material utilizado;
- c) Revisão da modelagem da viga de transição, simulando o deslocamento da posição relativa entre o cilindro atuador e o eixo da viga ao longo do carregamento. Outra hipótese seria a da manutenção desta posição relativa, mas com a inclinação do cilindro atuador.

Porém, a qualificação do modelo esbarra na falta de parâmetros, na multiplicação do número de variáveis a serem consideradas e no custo computacional destas novas análises. Esse cenário

forçou que a produção de séries de análise buscando a convergência dos resultados fosse interrompida. A decisão de não avançar na sofisticação do modelo, se fundamenta não apenas no custo das alterações, mas também no fato de que se obteve resultados compatíveis para vários dos pontos de controle, não sendo garantido que após o esforço de análise dos novos modelos se obteriam resultados mais precisos.

A etapa de validação dos resultados numéricos, obtidos para a Ligação com Chapa de Topo Não-Estendida e a Ligação com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor, pressupõe que o nível de erro obtido nesses modelos será compatível com o do modelo calibrado. A análise dos parâmetros de estimativa do erro, apresentados neste capítulo, indicam os modelos numéricos para as ligações NE e ESE apresentaram coerência com o nível de erro encontrado para a ligação ECE.

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Trabalho consistiu em uma nova abordagem sobre um tema já muito estudado, levantando questionamentos sobre o comportamento de ligações consagradas em estruturas de aço quando submetidas à flexão oblíqua. Sabendo que os métodos de cálculo clássicos não abarcam esta possibilidade, os resultados obtidos, embora não preencham essa lacuna, abrem a possibilidade de novos estudos que evoluam o entendimento sobre esse ponto e produzam novos métodos de cálculo.

7.1 CONCLUSÕES

A revisão bibliográfica, que constitui a primeira etapa deste trabalho, compilou as principais recomendações técnicas e referências normativas para a análise e dimensionamento de Ligações com Chapa de Topo, especialmente os métodos analíticos consagrados propostos no EN 1993-1-8:2005: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints e no AISC *Design Guide* 16. Esses métodos de cálculo contemplam apenas solicitação à flexão em torno do eixo principal de inércia da viga, embora o método dos componentes, prescrito no Eurocode 3, possa ser empregado para a verificação de uma ligação sob quaisquer combinações de ações, desde que adotado um método de análise adequado.

A metodologia de cálculo apresentadas na ABNT NBR 8800:2008, e replicada nos livros e manuais nacionais, prevê a verificação de cada um dos principais elementos de uma ligação, sem oferecer a sistematização de quais as verificações devem ser realizadas e de qual forma os esforços podem ser obtidos para as ligações que pretendemos estudar.

Para compreender o comportamento das ligações submetidas à flexão oblíqua foi planejada, inicialmente, a análise experimental de nove corpos de prova, divididos em três séries de três conjuntos supostos idênticos: Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida, Estendida Sem Enrijecedor e Estendida Com Enrijecedor. Esses modelos foram idealizados como vigas bi-apoiadas, com o carregamento aplicado sobre dois pontos próximos do terço médio da viga, mantendo a ligação em região com esforço de cisalhamento nulo e flexão devida apenas ao carregamento transversal.

Porém, houve um acúmulo de fatores que não foram adequadamente previstos na fase de planejamento e inseriram imperfeições e incertezas que afastaram o comportamento daquela

idealizada. As principais contribuições para isso advieram da adoção de aparelhos de apoio e carga removíveis e vinculados ao pórtico e à viga de transição de forma que se afastaram das vinculações de primeira ordem idealizadas.

Os resultados obtidos na análise experimental foram empregados para calibrar e validar os resultados numéricos, obtidos dos modelos desenvolvidos utilizando o programa comercial de análise pelo método dos elementos finitos ANSYS. Os resultados obtidos dos modelos numéricos iniciais, empregando a geometria e condições de contorno idealizadas na etapa de planejamento, evidenciaram o efeito das imperfeições e incertezas acumuladas na análise experimental, forçando a uma série de modificações nos parâmetros iniciais.

Houve um refinamento do modelo numérico, com os resultados convergindo para aqueles obtidos na análise experimental, até o ponto que a sofisticação do modelo esbarrou na falta de parâmetros, na multiplicação do número de variáveis a serem consideradas e no custo computacional destas novas análises.

Foram obtidos resultados satisfatórios, com nível de erro entre os valores numéricos e experimentais restrito a níveis aceitáveis e, em grande parte, com causas identificadas. Para mensurar o nível de erro e avaliar sua aceitabilidade foram empregados os parâmetros Erro Médio Absoluto (MAE), Erro Médio Absoluto em Percentual (MAPE), Raiz da Média do Erro Quadrático (RMSE) e Raiz Quadrada do Erro Relativo (RRSE), além do Erro Máximo Absoluto, e analisada a inter-relação entre eles.

Os resultados obtidos nesse trabalho podem servir como base para uma maior compreensão do comportamento das Ligações com Chapa de Topo Submetidas à Flexão Oblíqua, especialmente pelo fato dos códigos APDL, que geraram os modelos calibrados e validados nesse trabalho, terem sido desenvolvidos de forma que permite rápida modificação dos parâmetros geométricos e de material. Isso abre caminho para que seja desenvolvida a análise paramétrica destas ligações, permitindo compreenderem, por exemplo, o efeito da variação do ângulo de rotação do perfil, dos materiais e das dimensões do perfil, chapa de topo e parafusos.

7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base na experiência acumulada ao longo desse trabalho, são deixadas as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- a) Análise experimental de novas séries de ligações, levando em conta as dificuldades encontradas durante esse trabalho e as estratégias de controle propostas do item 4.4.4;
- b) Modelagem numérica de novos tipos de ligações submetidas à flexão oblíqua, em especial bases de pilares metálicos engastados, dando ênfase à interação entre os elementos de aço e concreto;
- c) Desenvolvimento de modelos de análise e dimensionamento, conduzindo a uma ferramenta prática para os engenheiros projetistas, podendo seguir por duas vertentes fundamentais:
 - Modelos analíticos, análogos aos apresentados no Capítulo 3, desenvolvidos a partir de análise paramétrica;
 - Programas de análise numérica, baseados no método dos elementos finitos, para a análise e dimensionamento de ligações parametrizadas.

REFERÊNCIAS

ALVARENGA, A. R. DE. **As Ligações Semirrígidas na Análise Avançada com Zona Plástica de Portais de Aço**. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2010.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **ANSI/AISC 360-05 – Specification for Structural Steel Buildings**. Chicago: AISC, 2005.

ANSYS INC. **ANSYS Contact Technology Guide**, 2004.

ANSYS INC. **Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications**, 2009.

ANSYS INC. **ANSYS Help System (Version 14.5)**, 2010.

ANSYS INC. **ANSYS Mechanical APDL Element Reference**, 2013.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR8800:2008– Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. Rio de Janeiro: ABNT, 2008.

BAEI, M.; GHASSEMIEH, M.; GOUDARZI, A. Numerical Modelling of End-Plate Moment Connection Subjected to Bending and Axial Forces. **The Journal of Mathematics and Computer Science**, v. 4, n. 3, p. 463–472, 2012.

BAHAARI, M. R.; SHERBOURNE, A. N. Behavior of eight-bolt large capacity endplate connections. **Computers and Structures**, v. 77, n. 3, p. 315–325, 2000.

BURSI, O. S.; JASPART, J. P. Benchmarks for Finite Element Modelling of Bolted Steel Connections. **J. Construct. Steel Res**, v. 43, n. 3, p. 17–42, 1997a.

BURSI, O. S.; JASPART, J. P. Calibration of a Finite Element Model for Isolated Bolted End-Plate Steel Connections. **J. Construct. Steel Res**, v. 44, n. 3, p. 225–262, 1997b.

BURSI, O. S.; JASPART, J. P. Basic issues in the finite element simulation of extended end plate connections. **Computers & Structures**, v. 69, n. 3, p. 361–382, 1998.

CBCA; ABCEM. **Perfil dos fabricantes de estruturas de aço**. Disponível em: <<http://www.cbca-acobrasil.org.br/site/publicacoes-estrutura-de-aco.php?&exibeLogin=S&et=&emsg=&ecmp=&bsc=&e=1>>. Acesso em: 21 jul. 2017.

DÍAZ, C. et al. FE model of beam-to-column extended end-plate joints. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 10, p. 1578–1590, 2011.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1993-1-8:2005: Eurocode 3:**

Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints. Brussels: CEN, 2005.

Extensômetros Elétricos. USP, , [s.d.]. Disponível em:

<https://sistemas.eel.usp.br/docentes/arquivos/5840793/LOM3086/Extensometros_eletricos.pdf>. Acesso em: 23 out. 2018

FERAREZ, C. S.; MARTIN, Z.; PRAVIA, C. Estudo numérico experimental para avaliação de uma ligação parafusada viga-coluna com chapa de topo Numerical and experimental evaluation of a beam column rigid connection bolted with endplate. **Teoria e Prática na Engenharia Civil**, p. 25–32, 2013.

FRANÇA, F. A. **Instrumentação e medidas: grandezas mecânicas.** Campinas: UNICAMP, 2007.

GERDAU. **Ligações para estruturas de aço - Guia prático para estruturas com perfis laminados.** Disponível em:

<[https://www.gerdau.com/br/pt/productsservices/products/Document Gallery/manual-de-ligacoes.pdf](https://www.gerdau.com/br/pt/productsservices/products/Document%20Gallery/manual-de-ligacoes.pdf)>. Acesso em: 13 ago. 2017.

GHASSEMIEH, M.; SHAMIM, I.; GHOLAMPOUR, A. A. Influence of the axial force on the behavior of endplate moment connections. **Structural Engineering and Mechanics**, v. 49, n. 1, p. 23–40, 2014.

HANTOUCHE, E. G. et al. Prying models for strength in thick-flange built-up T-stubs with complete joint penetration and fillet welds. **Journal of Structural Engineering (United States)**, v. 141, n. 2, 2015.

INSTITUTO AÇO BRASIL; VASCONCELLOS, A. L. **Ligações em estruturas metálicas. Volume 1.** 4. ed. Rio de Janeiro: Instituto Aço Brasil, 2011a.

INSTITUTO AÇO BRASIL; VASCONCELLOS, A. L. **Ligações em estruturas metálicas. Volume 2.** 4. ed. Rio de Janeiro: Instituto Aço Brasil, 2011b.

KUKRETI, A. R.; MURRAY, T. M.; ABOLMAALI, A. End-Plate Connection Moment-Rotation Relationship. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 8, p. 137–157, 1987.

KUKRETI, A. R.; ZHOU, F. F. Eight-bolt endplate connection and its influence on frame behavior. **Engineering Structures**, v. 28, n. 11, p. 1483–1493, 2006.

KUKRETI, B. A. R.; GHASSEMIEH, M.; MURRAY, T. M. Behavior and Design of Large-Capacity Moment End Plates. **Journal of Structural Engineering**, v. 116, n. 3, p. 809–828, 1990.

MAGGI, Y. I. **Análise Numérica, via M.E.F., do Comportamento de Ligações Parafusadas Viga-Coluna Com Chapa De Topo.** São Carlos: Universidade de São Paulo, 2000.

MAGGI, Y. I. **Análise do Comportamento estrutural de Ligações Viga-Pilar com Chapa de Topo**. São Carlos: Universidade de São Paulo, 2004.

MOHAMADI-SHOORE, M. R.; MOFID, M. New modeling for moment-rotation behavior of bolted endplate connections. **Scientia Iranica**, v. 18, n. 4 A, p. 827–834, 2011.

MOHAMADI-SHOOREH, M. R.; MOFID, M. Parametric analyses on the initial stiffness of flush end-plate splice connections using FEM. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 64, n. 10, p. 1129–1141, 2008.

MURRAY, T. M.; SHOEMAKER, W. L. **AISC Steel Design Guide Series 16 - Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections**. Chicago: AISC, 2003.

OWENS, G. W.; CHEAL, B. D. **Structural Steelwork Connections**. London: Butterworths & Co., 1989.

QUEIROZ, G.; VILELA, P. M. L. **Ligações, regiões nodais e fadiga de estruturas de aço**. Belo Horizonte: Código Editora, 2012.

RIBEIRO, J.; SANTIAGO, A.; RIGUEIRO, C. **Análise dinâmica não linear de ligações viga-pilar aparafusadas com placa de extremidade** PortoIX Congresso de Construção Metálica - I Congresso Luso-Brasileiro de Construção Metálica Sustentável, , 1991.

SANTIAGO, A. et al. **Análise Numérica de Ligações Viga-Pilar Submetidas a Momento Flector e Esforço Axial**. Porto: CMNE/CILAMCE 2007, 2007.

SCI/BCSA CONNECTIONS GROUP. **Joints in Steel Construction - Moment Connections**. Ascot: SCI, 1995.

SHI, Y. J.; CHAN, S. L.; WONG, Y. L. Modeling for moment-rotation characteristics for end-plate connections. **Journal of structural engineering New York, N.Y.**, v. 122, n. 11, p. 1300–1306, 1996.

SILVA, G. H. DA. **Escolha de parâmetros para análise de contato entre corpos elásticos usando elementos finitos e redes neurais**. Campinas: Universidade Estadual de Campinas, 2009.

SIMÕES DA SILVA, L.; SANTIAGO, A. (EDS.). **Manual de Ligações Metálicas**. Coimbra: Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista - CMM, 2003.

SOLARTRON METROLOGY. **Displacement Catalogue**, [s.d.]. Disponível em: <<http://books.solartronmetrology.org/books/jjkg/#p=6>>. Acesso em: 12 out. 2018

TAMBOLI, A. R. **Handbook of structural steel Connection Design and Detail**. 2. ed. New York: McGraw-Hill, 2009.

ZEINODDINI-MEIMAND, V.; GHASSEMIEH, M.; KIANI, J. Finite Element Analysis of Flush End Plate Moment Connections under Cyclic Loading. **International Journal of Civil, Architectural, Structural and Construction Engineering**, v. 8, n. 1, p. 96–104, 2014.

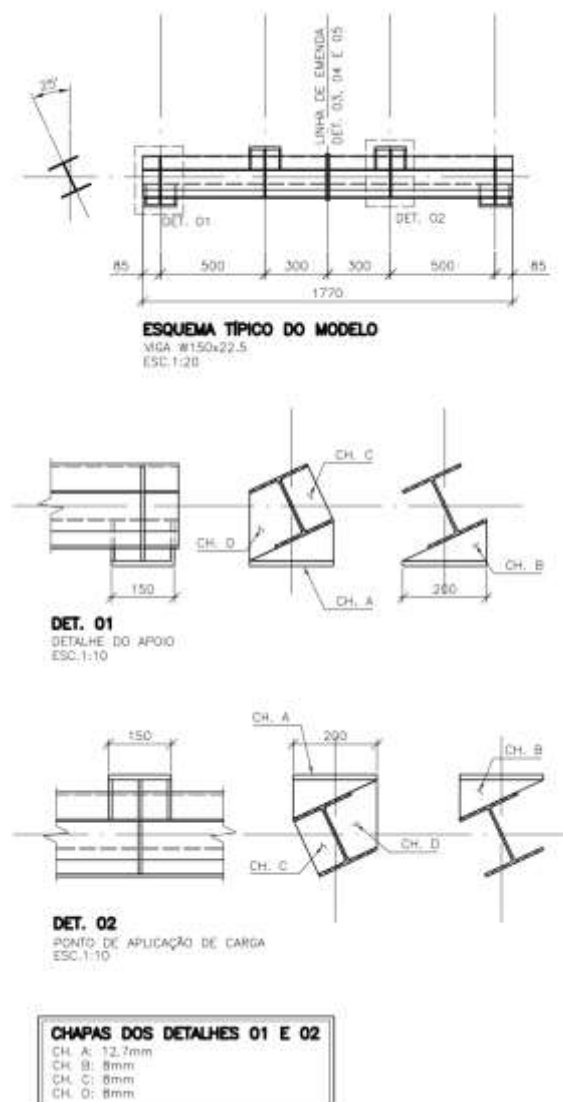
APÊNDICE A – PLANO DE ENSAIOS

Os ensaios serão realizados empregando a estrutura do Laboratório de Ensaio em Sistemas Estruturais (LESE) – UPF.

A.1.MODELOS

Serão ensaiados três modelos de ligações do tipo emenda com chapa de topo, com três corpos de prova para cada modelo, totalizando nove corpos de prova.

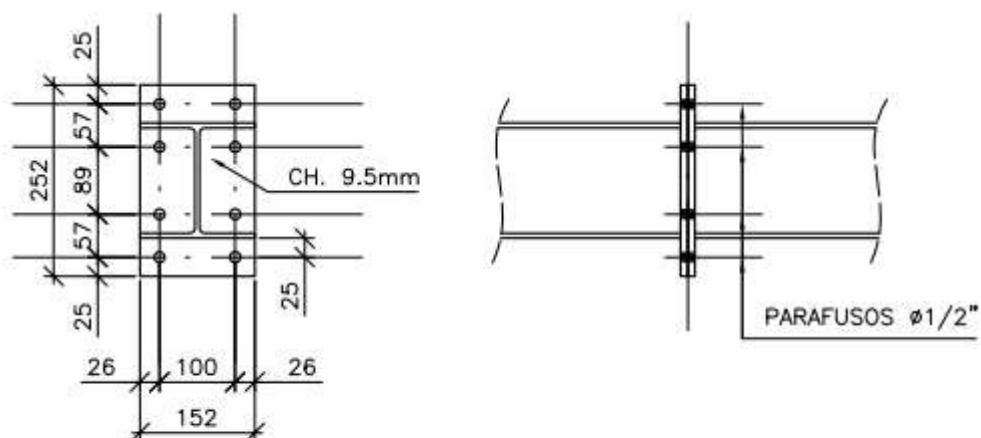
Cada corpo de prova é composto por dois perfis W150x22.5, com dois pontos de apoio e dois de aplicação de carga. Apenas as ligações entre os perfis variam entre os modelos, sendo que as características padrão são apresentadas na Apênd. A - Figura 1.



Apênd. A - Figura 1 – Dimensões típicas dos modelos

A.1.1.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO ESTENDIDA SEM ENRIJECEDOR

A ligação de emenda nesse modelo é apresentada na figura abaixo.

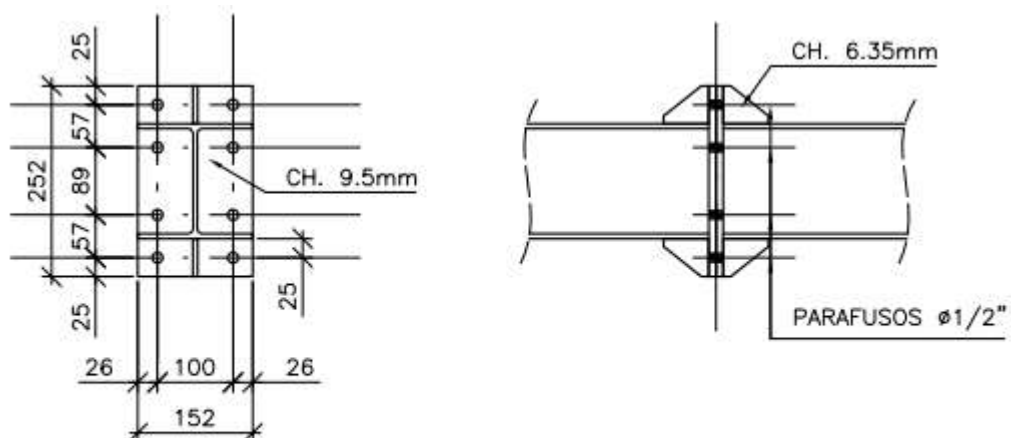


DET. 03
MODELO 01
ESC.1:10

Apênd. A - Figura 2 – Ligações com Chapa de Topo Estendida sem Enrijecedor

A.1.2.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO ESTENDIDA COM ENRIJECEDOR

A ligação de emenda nesse modelo é apresentada na figura abaixo.

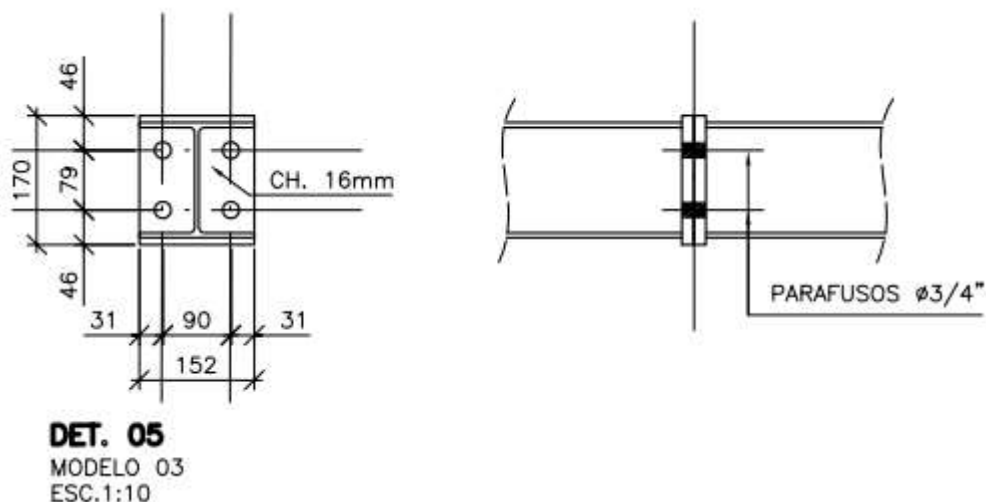


DET. 04
MODELO 02
ESC.1:10

Apênd. A - Figura 3 – Ligações com Chapa de Topo Estendida com Enrijecedor

A.1.3.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO NÃO-ESTENDIDA SEM ENRIJECADOR

A ligação de emenda nesse modelo é apresentada na figura abaixo.

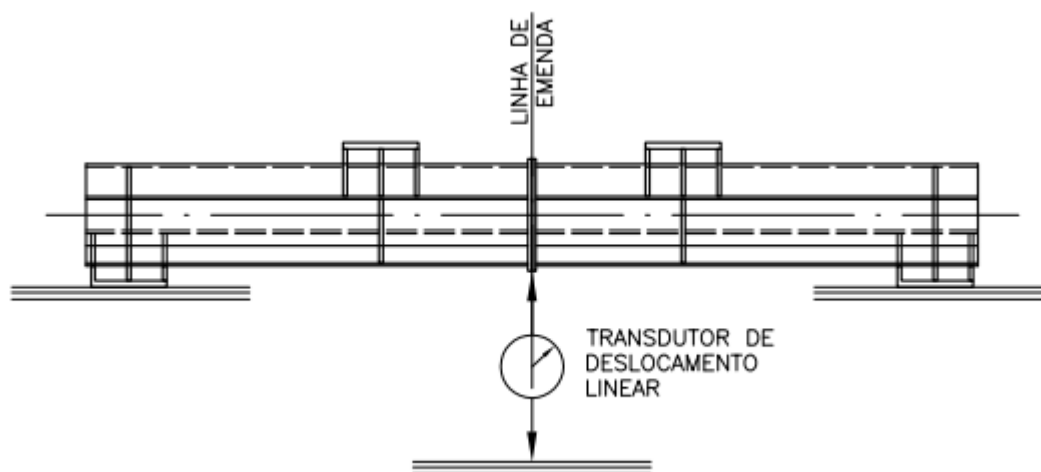


Apênd. A - Figura 4 – Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida

A.2.INSTRUMENTAÇÃO DOS MODELOS

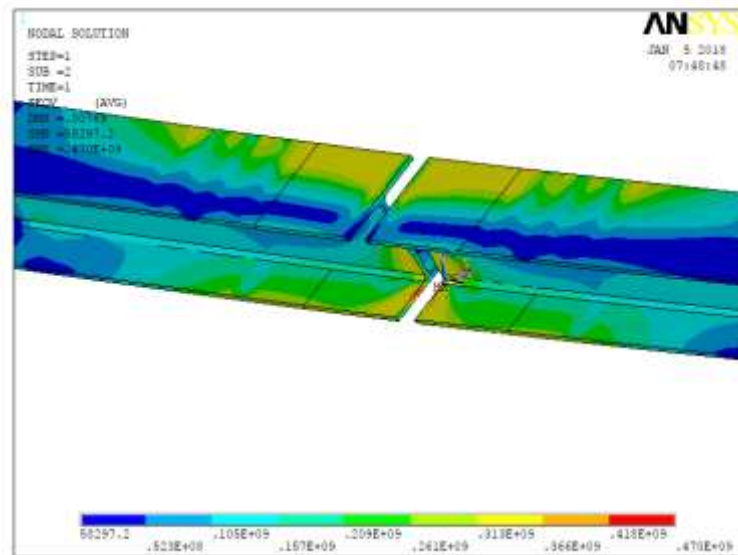
A instrumentação dos modelos se dará por strain gages e transdutores de deslocamento linear, posicionados em pontos críticos identificados através da análise numérica linear dos modelos.

Em todos os modelos, se medirá os deslocamentos na direção da aplicação do carregamento, no centro do corpo de provas, como ilustrado na Apênd. A - Figura 5.

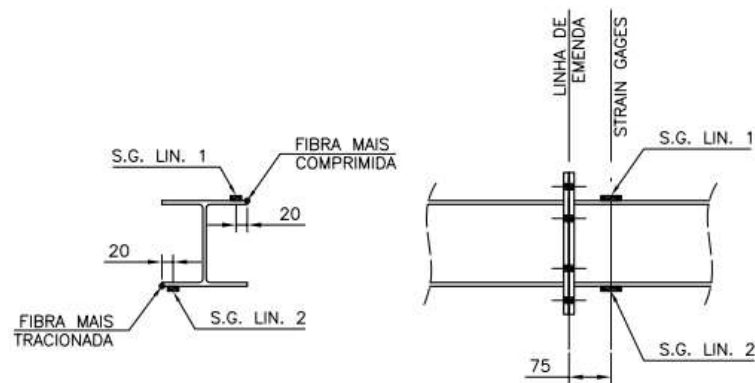


Apênd. A - Figura 5 – Posicionamento do transdutor de deslocamento

Em todos os modelos também serão posicionados Strain Gages lineares nas mesas do perfil. A definição do posicionamento destes elementos foi baseada na identificação dos pontos dos perfis das vigas com máxima Tensão de Von Mises, cuja distribuição é apresentada na Apênd. A - Figura 6. A Apênd. A - Figura 7 ilustra como deve se dar o posicionamento dos Strain Gages.



Apênd. A - Figura 6 – Tensão de Von Mises

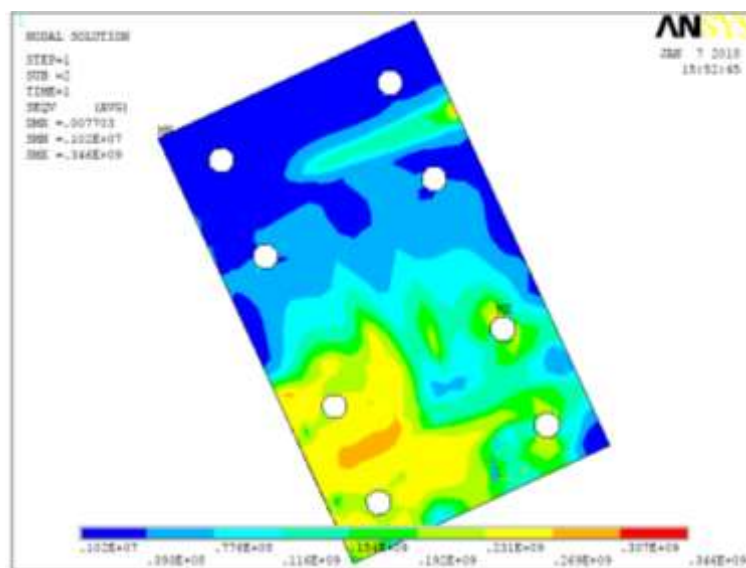


Apênd. A - Figura 7 – Posicionamento dos Strain Gages Lineares nos perfis

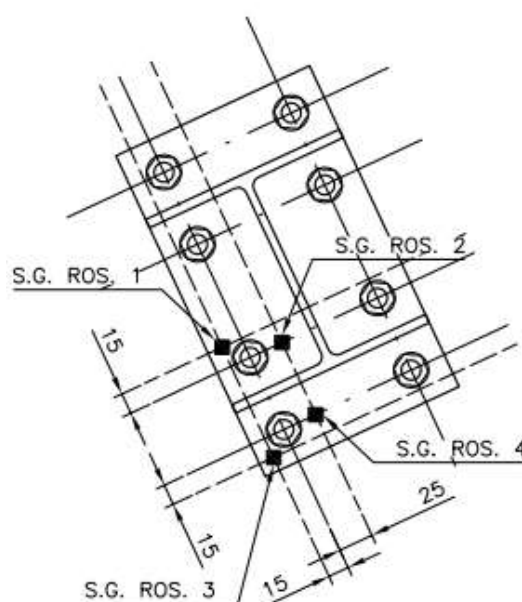
A.2.1.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO ESTENDIDA SEM ENRIJECEDOR

Serão adotados Strain Gages do tipo Roseta na Chapa de Topo. A definição do posicionamento foi baseada na identificação dos pontos com máxima Tensão de Von Mises, cuja distribuição é apresentada na Apênd. A - Figura 8.

A Apênd. A - Figura 9 ilustra como deve se dar o posicionamento dos Strain Gages.



Apênd. A - Figura 8 – Tensão de Von Mises

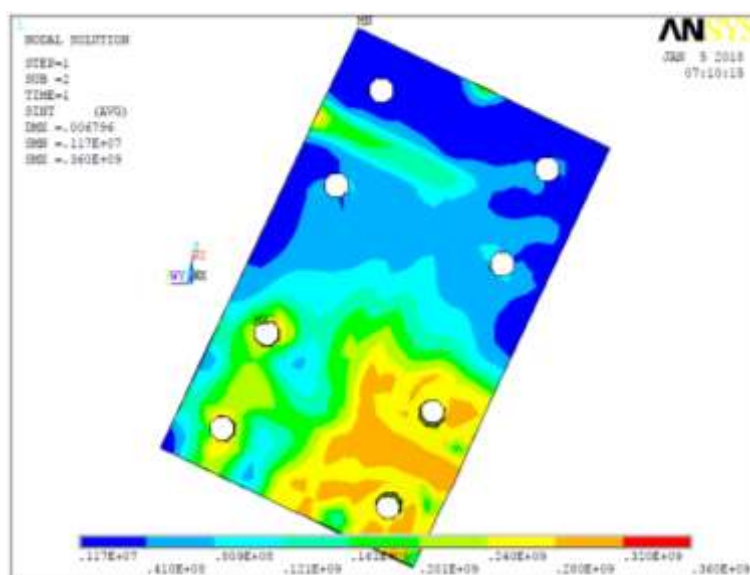


Apênd. A - Figura 9 – Posicionamento dos Strain Gages tipo Roseta na Chapa de Topo

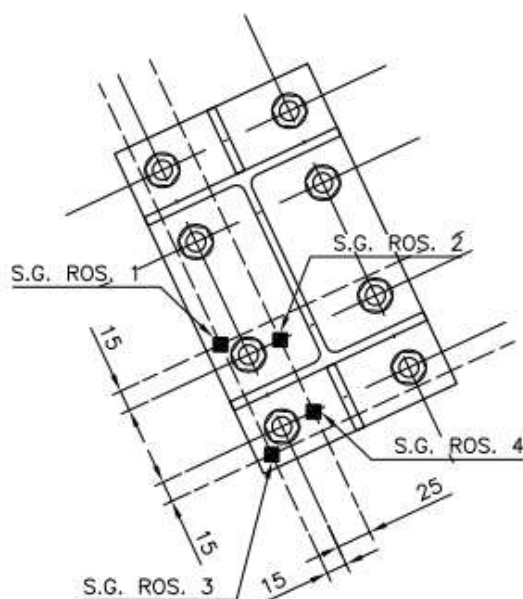
A.2.2.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO ESTENDIDA COM ENRIJECEDOR

Serão adotados Strain Gages do tipo Roseta na Chapa de Topo. A definição do posicionamento foi baseada na identificação dos pontos com máxima Tensão de Von Mises, cuja distribuição é apresentada na Apênd. A - Figura 10.

A Apênd. A - Figura 11 ilustra como deve se dar o posicionamento dos Strain Gages.



Apênd. A - Figura 10 – Tensão de Von Mises

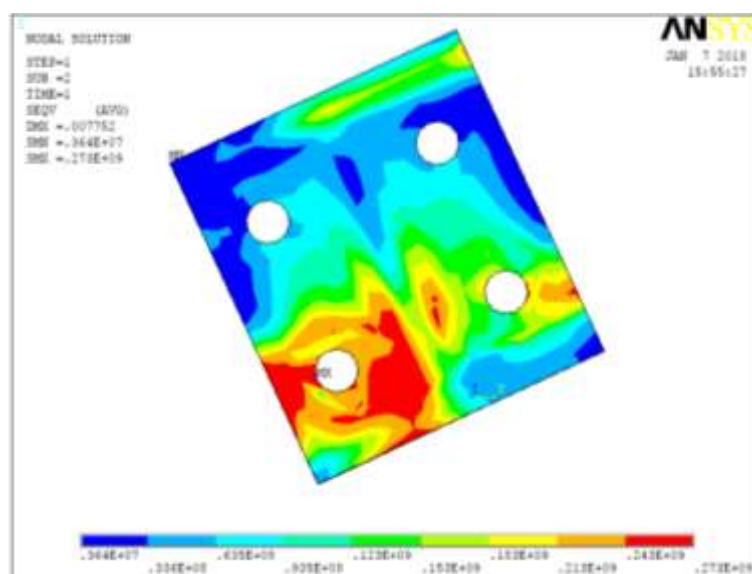


Apênd. A - Figura 11 – Posicionamento dos Strain Gages tipo Roseta na Chapa de Topo

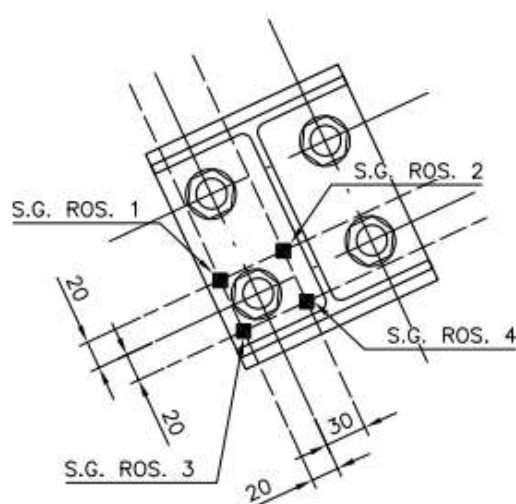
A.2.3.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO NÃO-ESTENDIDA SEM ENRIJECEDOR

Serão adotados Strain Gages do tipo Roseta na Chapa de Topo. A definição do posicionamento foi baseada na identificação dos pontos com máxima Tensão de Von Mises, cuja distribuição é apresentada na Apênd. A - Figura 12.

A Apênd. A - Figura 13 ilustra como deve se dar o posicionamento dos Strain Gages.



Apênd. A - Figura 12 – Tensão de Von Mises



Apênd. A - Figura 13 – Posicionamento dos Strain Gages tipo Roseta na Chapa de Topo

A.3.MATERIAIS E EQUIPAMENTOS NECESSÁRIOS

a) Corpos de Prova:

Fornecidos pela CS Metal, sendo:

- 3 (três) com Ligação com Chapa de Topo Estendida SEM Enrijecedor;
- 3 (três) com Ligação com Chapa de Topo Estendida COM Enrijecedor;
- 3 (três) com Ligação com Chapa de Topo Não-Estendida SEM Enrijecedor.

b) Strain Gages:

- 18 (dezoito) Strain Gages Lineares KFH-6-120-C1-11L1M2R, com Grade de 6,0 mm, 120 Ω , 2-fios, 1 m de comprimento;
- 36 (trinta e seis) Strain Gages do tipo Roseta KFH-6-120-D16-11L1M2S com Grade XY 6,0 mm, 120 Ω , 2-fios, 1 m de comprimento.

Especificações disponíveis em <https://br.omega.com/pressure/pdf/KFH.pdf>

c) Transdutor de Deslocamento Linear:

- 1 (um);

Equipamento do LESE-UPF.

d) Sistema de aquisição de dados:

Estrutura própria do LESE-UPF.

e) Pórtico de Reação de Aço, Cilindros e Bomba Hidráulica e Célula de Carga:

Estrutura própria do LESE-UPF.

A.4.CRONOGRAMA PREVISTO

A combinar conforme disponibilidade do laboratório.

Preferencialmente realizar os ensaios no mês Março/2018.

APÊNDICE B – RELATÓRIO DE ENSAIOS

B.1.INTRODUÇÃO

Esse Relatório de Ensaios é uma versão resumida, complementar ao texto principal da dissertação. As informações já disponíveis na dissertação foram suprimidas para evitar duplicidade.

B.1.1.MODELOS

As informações sobre os modelos foram suprimidas desta versão, visto que já apresentadas no item 4.1 da dissertação.

B.2.MATERIAIS E EQUIPAMENTOS EMPREGADOS

a) Sistema de aquisição de dados:

- AI-2161: Condicionador;
- ADS 2000: Sistema de aquisição de dados;
- AC 2122VB: Placa controladora.

b) Sensores:

- 18 (dezoito) Strain Gages Lineares KFH-6-120-C1-11L1M2R, com Grade de 6,0 mm, 120 Ω , 2-fios, 1 m de comprimento;
- 36 (trinta e seis) Strain Gages do tipo Roseta KFH-6-120-D16-11L1M2S com Grade XY 6,0 mm, 120 Ω , 2-fios, 1 m de comprimento;
- LVDT AMETEK S-SERIES – DC Voltage.

c) Células de Carga:

- HBM C16AC3/20t;
- KRATOS CCI-10000kgf;
- PT Ltd. LPX-50000kg.

d) Materiais e equipamentos diversos:

- Esmerilhadeira e Disco Flap;
- Parafusadeira com acessórios de desbaste e acabamento;
- Torquímetro e Soquetes;

- Paquímetro;
- Multímetro;
- Chaves diversas;
- Cola “Super Bonder”;
- Lixas e Escova de aço;
- Álcool;
- Verniz Spray;
- Réguas, marcadores e fitas adesivas;
- Esquadro, prumo e nível de bolha;
- Cordas;
- Câmera digital.



B.3.INSTRUMENTAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

Imagens e informações complementares às apresentadas no item 4.2 da dissertação.

B.3.1.PREPARAÇÃO DA SUPERFÍCIE

Nas regiões que receberam os Strain Gages a tinta e irregularidades foram removidas com uso de Disco Flap. Após, a superfície foi ainda limpa com Álcool Isopropílico.



B.3.2.LOCAÇÃO DOS STRAIN GAGES

Após a preparação da superfície, a posição e o nome de cada Strain Gage foram marcadas nas peças, com o auxílio de canetas para retroprojektor.





B.3.3.COLAGEM DOS EXTENSÔMETROS

As etapas descritas abaixo foram realizadas após a preparação da superfície e marcação da posição dos Strain Gages.

B.3.3.1.Processo de Colagem

Seguiu o proposto em <http://www.metrologia.ufpr.br/pdfs/SM1/4.Aula4-SM1-2015.2.-.Strain.Gage.pdf>, acessado em 23 de junho de 2018.

B.3.3.2.Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor

a) EE01



b) EE02



c) EE03



B.3.3.3. Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida Sem Enrijecedor

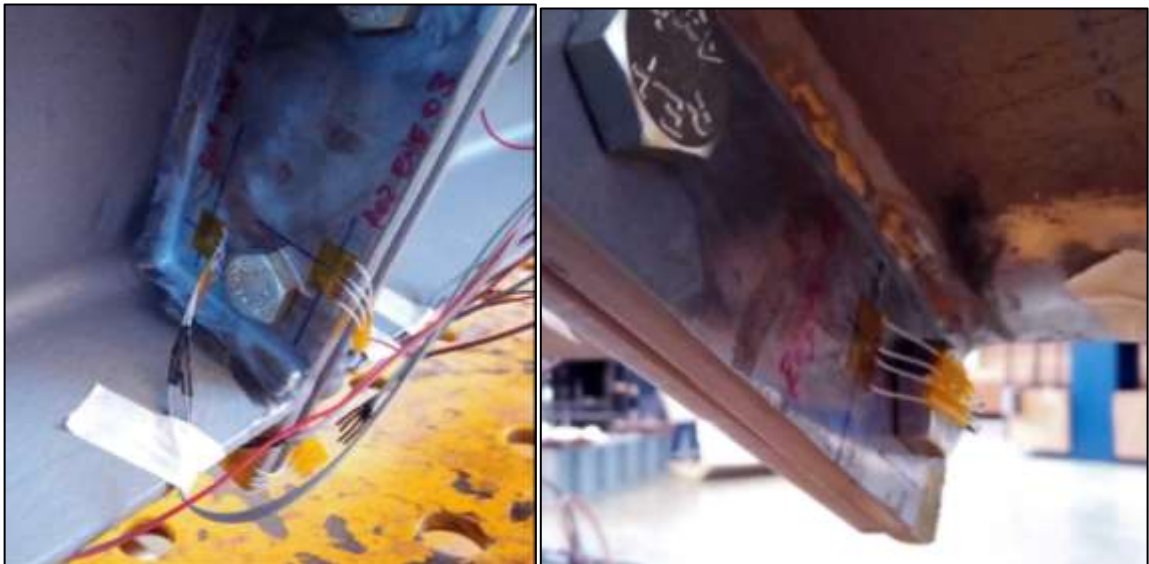
a) ENE01



b) ENE02



c) ENE03



B.3.3.4. Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor

a) NE01



b) NE02



c) NE03

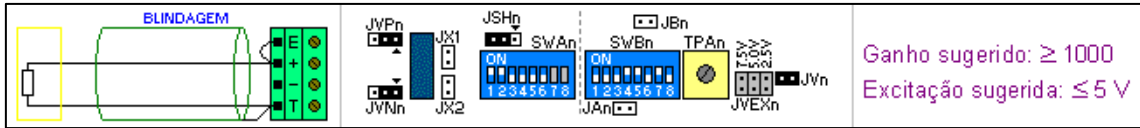


B.4.CONFIGURAÇÃO DO SISTEMA DE AQUISIÇÃO

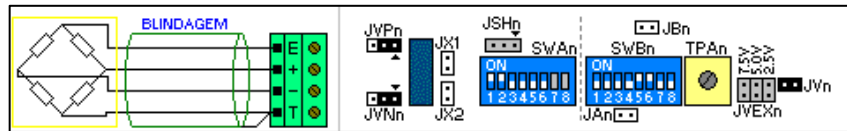
B.4.1.AI-2161 – CONEXÃO DE SENSORES E CONFIGURAÇÃO DE ENTRADA

É necessário configurar a placa do módulo condicionador AI-2161, de acordo com informações obtidas clicando no botão “Informações” da janela de “Configuração das Entradas Analógicas” do AqDados. A janela pode ser acessada clicando em “Entradas Analógicas”, no menu “Ensaio”.

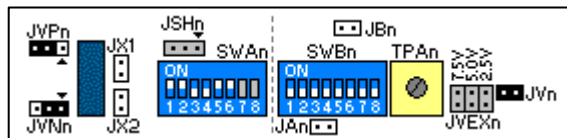
Esquema de conexão e configuração do módulo condicionador para Strain Gage de 120Ω e $\frac{1}{4}$ de ponte:



Esquema de conexão e configuração do módulo condicionador para Célula de Carga (ponte completa):



Esquema de conexão e configuração do módulo condicionador para o LVDT



Note que o jumper JVPn foi alterado em relação à posição padrão para os demais sensores. Isto foi feito para que o LVDT fosse alimentado com 12,5V.

O LVDT será alimentado com conectores “E” (+), “T” (-) e o sinal será lido pelos conectores “+” e “-”.

Legenda dos jumpers:



















Cor	Significado
	O jumper deve ficar aberto (não colocado).
	Jumper deve ser fechado (colocado).
	Indiferente ou deve ser selecionado dependendo da aplicação.

As chaves 7 e 8 do *dip switch* são selecionadas para configurar a faixa de ganho do canal, conforme imagem abaixo.

Chave 7	Chave 8	Ganho
OFF	OFF	x1
ON	OFF	x10
OFF	ON	x100

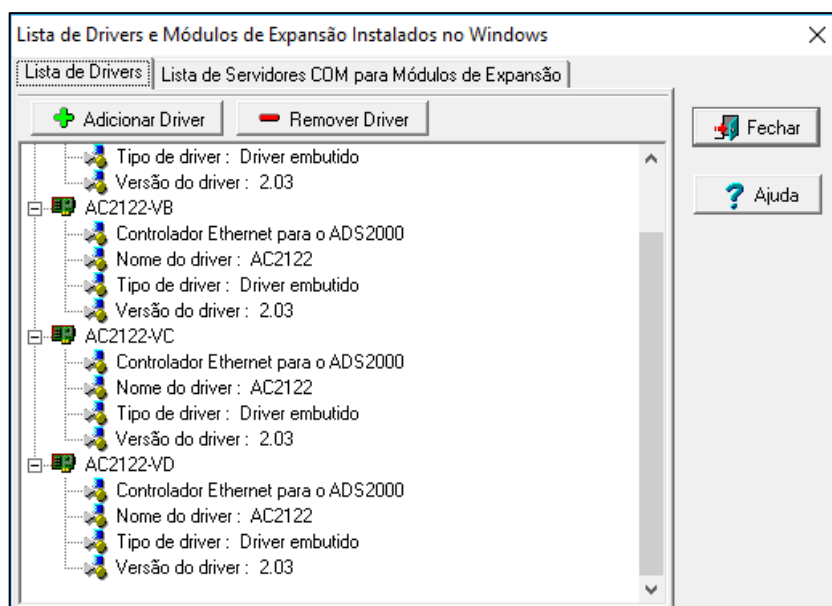
AI-2161 – TENSÃO DE EXCITAÇÃO

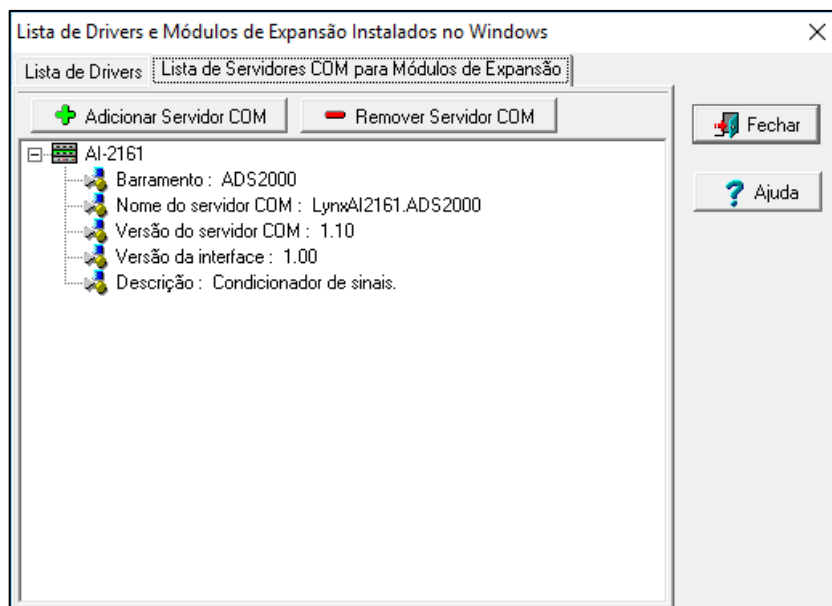
O módulo AI-2161 possui uma fonte de excitação de sensor para cada canal de entrada do módulo AI-2161. A tensão de excitação é selecionável através dos jumpers JVEXn (onde n é o número do canal: 0 .. 15), JVn e JEXC (único para todos os canais). A tabela abaixo ilustra as opções de configuração dos jumpers.

Tensão de Excitação	JVEXn	JVn	JEXC
7,5 V			
5 V			
2,5 V			
750 mV			
500 mV			
250 mV			

B.4.2.AQDADOS – LISTA DE DRIVERS E MÓDULOS DE EXPANSÃO INSTALADOS NO WINDOWS

A verificação e a instalação, caso necessário, dos Drivers e dos Servidores COM para Módulos de Expansão é feita na “Lista de Drivers e Módulos de Expansão” acessada no menu “Ensaio”.

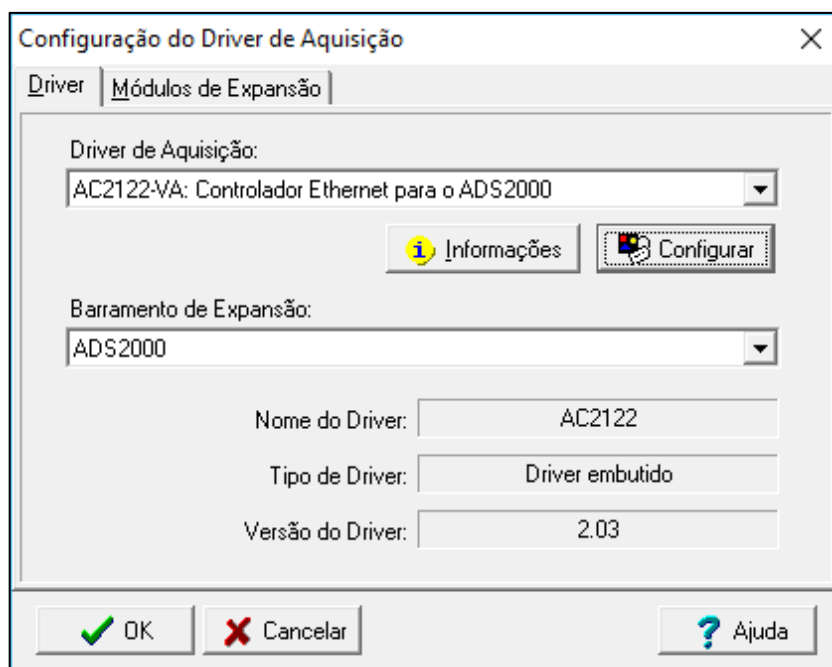




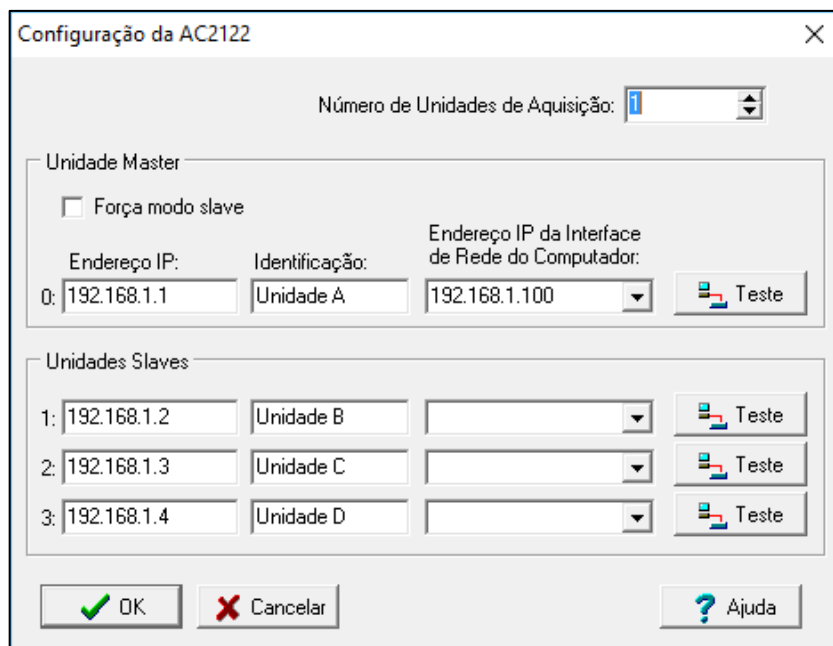
B.4.3.AQDADOS – CONFIGURAÇÃO DO DRIVER DE AQUISIÇÃO E DO MÓDULO DE EXPANSÃO

A janela de “Configuração do Driver de Aquisição” pode ser acessada no menu “Ensaio”.

Na aba “Driver” devem ser indicados o Driver de Aquisição e o Barramento de Expansão.

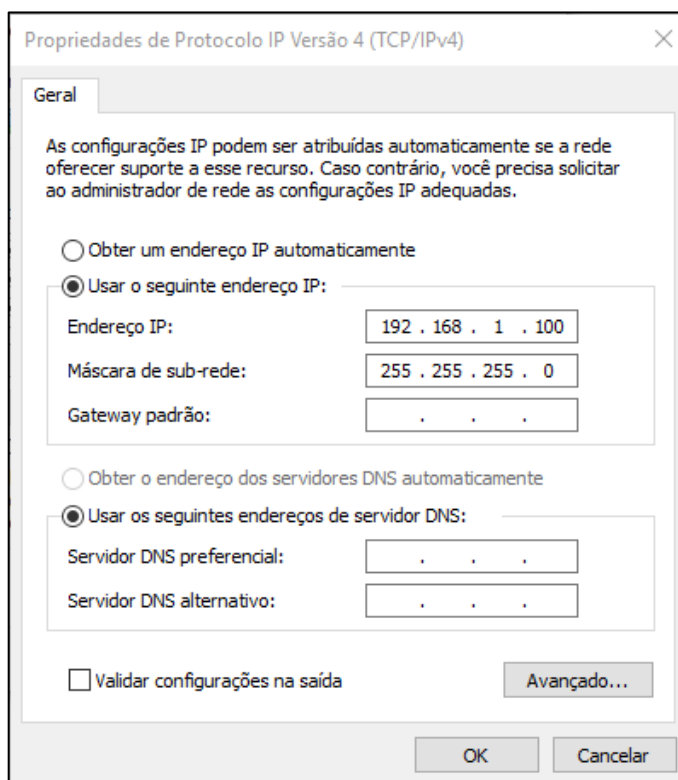


Clicando no botão “Configurar”, localizado sob a caixa de seleção do Driver de aquisição, é exibida a janela de Configuração da Placa Controladora.



Para confirmar que a configuração foi realizada corretamente, clique no botão “Teste”, referente à unidade desejada.

É importante que as propriedades do Protocolo IP do computador também tenham sido configuradas corretamente:

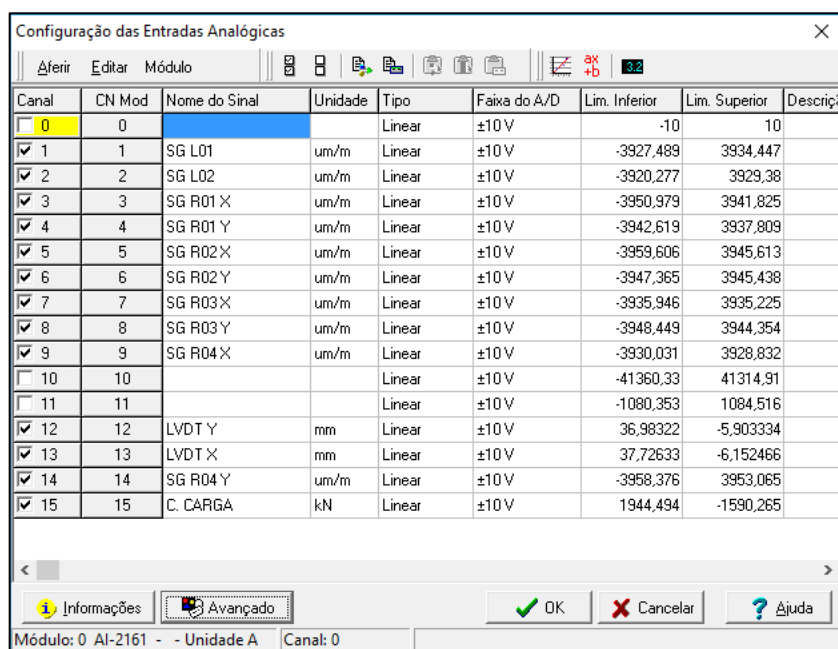


B.4.4.AQDADOS – CONFIGURAÇÃO DAS ENTRADAS ANALÓGICAS

Cada sensor, associado à uma entrada analógica da placa do condicionador AI-2161, precisa ser configurado adequadamente, especificando quais canais serão adquiridos no ensaio e as suas características, tais como: nome, unidade de engenharia, faixa de entrada do conversor A/D e fatores de conversão para unidade de engenharia.

A janela “Configuração das Entradas Analógicas” é acessada no menu “Ensaio” do AqDados. Nesta janela são definidos os canais que serão adquiridos durante o ensaio, setando a coluna à esquerda. Além disso, são indicados o nome de cada canal e a unidade de engenharia associada.

Ainda na janela de “Configuração das Entradas Analógicas” se acessa, na barra de ferramentas, as janelas de “Aferição por Regressão Linear” e “Aferição por Ganho e Referência”.



The screenshot shows a software window titled "Configuração das Entradas Analógicas" with a close button (X) in the top right corner. Below the title bar is a menu bar with "Aferir", "Editar", and "Módulo". To the right of the menu bar is a toolbar with various icons, including a red 'X' and a red '+' sign. The main area contains a table with the following columns: "Canal", "CN Mod", "Nome do Sinal", "Unidade", "Tipo", "Faixa do A/D", "Lim. Inferior", "Lim. Superior", and "Descriç". The table lists 16 channels, with channel 0 highlighted in yellow. Channels 1 through 15 are checked, while channels 10 and 11 are unchecked. At the bottom of the window, there is a status bar showing "Módulo: 0 AI-2161 - - Unidade A" and "Canal: 0". To the left of the status bar are buttons for "Informações" and "Avançado". To the right are buttons for "OK", "Cancelar", and "Ajuda".

Canal	CN Mod	Nome do Sinal	Unidade	Tipo	Faixa do A/D	Lim. Inferior	Lim. Superior	Descriç
<input type="checkbox"/> 0	0			Linear	±10 V	-10	10	
<input checked="" type="checkbox"/> 1	1	SG L01	um/m	Linear	±10 V	-3927,489	3934,447	
<input checked="" type="checkbox"/> 2	2	SG L02	um/m	Linear	±10 V	-3920,277	3929,38	
<input checked="" type="checkbox"/> 3	3	SG R01 X	um/m	Linear	±10 V	-3950,979	3941,825	
<input checked="" type="checkbox"/> 4	4	SG R01 Y	um/m	Linear	±10 V	-3942,619	3937,809	
<input checked="" type="checkbox"/> 5	5	SG R02 X	um/m	Linear	±10 V	-3959,606	3945,613	
<input checked="" type="checkbox"/> 6	6	SG R02 Y	um/m	Linear	±10 V	-3947,365	3945,438	
<input checked="" type="checkbox"/> 7	7	SG R03 X	um/m	Linear	±10 V	-3935,946	3935,225	
<input checked="" type="checkbox"/> 8	8	SG R03 Y	um/m	Linear	±10 V	-3948,449	3944,354	
<input checked="" type="checkbox"/> 9	9	SG R04 X	um/m	Linear	±10 V	-3930,031	3928,832	
<input type="checkbox"/> 10	10			Linear	±10 V	-41360,33	41314,91	
<input type="checkbox"/> 11	11			Linear	±10 V	-1080,353	1084,516	
<input checked="" type="checkbox"/> 12	12	LVDT Y	mm	Linear	±10 V	36,98322	-5,903334	
<input checked="" type="checkbox"/> 13	13	LVDT X	mm	Linear	±10 V	37,72633	-6,152466	
<input checked="" type="checkbox"/> 14	14	SG R04 Y	um/m	Linear	±10 V	-3958,376	3953,065	
<input checked="" type="checkbox"/> 15	15	C. CARGA	kN	Linear	±10 V	1944,494	-1590,265	

Clicando no botão “Avançado”, próximo ao canto inferior esquerdo, é acessada a janela de configurações avançadas das entradas analógicas. O balanceamento e calibração dos Strain Gages são realizados nessa janela.

Na barra de ferramentas localizada na parte superior da janela é possível balancear os sensores e, após balanceados, realizar a calibração. Para que a calibração seja realizada adequadamente, é necessário que as colunas “Repouso Eng” e “Shunt Eng” tenham sido editadas adequadamente.

Configuração das Entradas Analógicas do Módulo AI-2161

Gainho: Ganho: 228 Freq: 27 Offset: 4

Balanco: Junta Fixa

Canal	Ch Mod	Nome do Sinal	Unidade	Faixa do A/D	Gainho	Chave de Gainho	Filtro Passa	Balanco	Reposuo	Reposuo Eng	Shunt Cal	Shunt Eng	Lim. Inferior	Lim. Superior	Descriç
>> 0	0			0V/0		JSH0 Sw7 OFF Sw8 ON		-10,0000 V	0,0000 V		5,0000 V		10	10	
1	1	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH1 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0000 V	0,0000 V	0	-0,7952 V	-306,74701	3927,488	3934,447	
2	2	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH2 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0001 V	0,0000 V	0	-0,7952 V	-306,74701	3920,2771	3929,1799	
3	3	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH3 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0002 V	0,0000 V	0	-0,7951 V	-306,74701	3960,979	3941,825	
4	4	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH4 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0001 V	0,0000 V	0	-0,7724 V	-306,74701	3942,8189	3907,8091	
5	5	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH5 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0043 V	0,0000 V	0	-0,7584 V	-306,74701	3993,606	3945,613	
6	6	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH6 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	-0,0040 V	0,0000 V	0	-0,7785 V	-306,74701	3947,365	3945,436	
7	7	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH7 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0015 V	0,0000 V	0	-0,7785 V	-306,74701	3935,946	3935,236	
8	8	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH8 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0012 V	0,0000 V	0	-0,7721 V	-306,74701	3948,449	3944,354	
9	9	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH9 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0004 V	0,0000 V	0	-0,7791 V	-306,74701	-2930,031	3526,832	
10	10	SI-120	mA	±200V		JSH10 Sw7 OFF Sw8 OFF		0,0000 V	0,0000 V		-0,2400 V		41360,328	41214,91	
11	11	SI-120	mA	±200V		JSH11 Sw7 OFF Sw8 ON		0,0198 V	0,0000 V		-2,8521 V		-1000,363	1004,574	
12	12	SI-120	mA	±200V		JSH12 Sw7 OFF Sw8 OFF		0,1339 V	0,0000 V		1,0000 V		36,983219	5,9033341	
13	13	SI-120	mA	±200V		JSH13 Sw7 OFF Sw8 OFF		0,0140 V	0,0000 V		1,0000 V		37,72620	6,1924926	
14	14	SI-120	mA	±200V	x1000	JSH14 Sw7 OFF Sw8 ON	20 Hz	0,0001 V	0,0000 V	0	-0,7687 V	-306,74701	3958,376	3953,0643	
15	15	C-CARGA	Ω	±200V		JSH15 Sw7 OFF Sw8 OFF		0,0199 V	0,0000 V		1,0000 V		1944,494	1590,267	

OK Cancelar Ajud

NIP: 2976002 H2.0 51.8 ON LINE


B.4.5.AQDADOS – AFERIÇÃO POR REGRESSÃO LINEAR


A aferição por regressão linear é necessária para a Célula de Carga e para os LVDT.

Neste método, tabela-se um conjunto de pontos de tensão na entrada do canal de conversão A/D e os respectivos valores na unidade de engenharia. Com esses pontos, o AqDados determina, por regressão linear, a melhor reta que passa por esses pontos e conseqüentemente calcula os limites de fundo de escala para o canal, ou seja, determina os valores em unidade de engenharia correspondentes aos limites de entrada do conversor A/D utilizando a reta obtida na regressão linear.

Observe que a regressão linear só deverá ser utilizada se existir uma linearidade entre a variação do sinal lido no conversor A/D e a grandeza medida.

Siga os seguintes passos para aferir um canal por regressão linear:

- Na janela de Configuração das Entradas Analógicas, selecione o canal a ser aferido e execute o comando “Aferir por Regressão Linear” ou pressione o botão ;
- Remova os pontos apresentados na tabela pressionando repetidamente o botão Remover;
- As etapas a seguir devem ser repetidas para cada ponto da tabela de aferição do sensor:

- Edite no campo Valor no A/D o valor em volts do ponto a ser inserido;
 - Edite no campo Valor Engenharia o valor correspondente em unidade de engenharia do ponto a ser inserido;
 - Você pode, em substituição aos dois passos anteriores, submeter o sensor a um valor conhecido em unidade de engenharia, editar o campo “Valor Engenharia” com o valor correspondente e, em seguida, pressionar o botão  para a realizar a leitura do canal A/D.
 - Pressione o botão Inserir para inserir na tabela o ponto editado.
- d) Devem ser inseridos no mínimo 2 pontos e no máximo 50 pontos na tabela. A partir da inserção do segundo ponto na tabela, a cada novo ponto inserido, o AqDados realiza a regressão linear dos pontos tabelados e apresenta os limites calculados e o índice de correlação;
- e) Pressione o botão Aceita Limites Calculados para salvar os limites calculados;
- f) Pressione o botão Anterior ou o botão Próximo para selecionar respectivamente o canal anterior e o próximo canal do módulo.

A aferição dos LVDT foi realizada usando um paquímetro digital:



Aferição por Regressão Linear

Módulo: 0 AI-2161: - Unidade A
 Cn Mod.: 0 ↑ Próximo
 Canal: 12 ↓ Anterior
 Nome: LVDT Y
 Unidade: mm
 Tipo: Linear

Limites Especificados

Inferior	Superior	
-10,0	10,0	V
36,98322	-5,903334	mm

Limites Calculados

Inferior	Superior	
-10,0	10,0	V
36,98322	-5,903334	mm

Ganho K: -0,4663466 V / mm
 Ganho 1/K: -2,144328 mm / V

Tabela de Calibração

Valor no A/D: -1,7395 V
 Valor Calculado: 19,27 mm
 Valor Engenharia: 19,27 mm

	V	Val. Eng.
1	7,2470	0
2	-1,7395	19,27

Correlação: 100,00 %

Aceita Limites Calculados Ganho Saír Cancelar Ajuda

A aferição da Célula de Carga HBM C16AC3/20t, empregando uma Célula de Carga auxiliar KRATOS CCI-10000kgf, já calibrada:

Aferição por Regressão Linear

Módulo: 0 AI-2161: - Unidade A
 Cn Mod.: 0 ↑ Próximo
 Canal: 13 ↓ Anterior
 Nome: LVDT X
 Unidade: mm
 Tipo: Linear

Limites Especificados

Inferior	Superior	
-10,0	10,0	V
37,72633	-6,152466	mm

Limites Calculados

Inferior	Superior	
-10,0	10,0	V
37,72633	-6,152466	mm

Ganho K: -0,455801 V / mm
 Ganho 1/K: -2,19394 mm / V

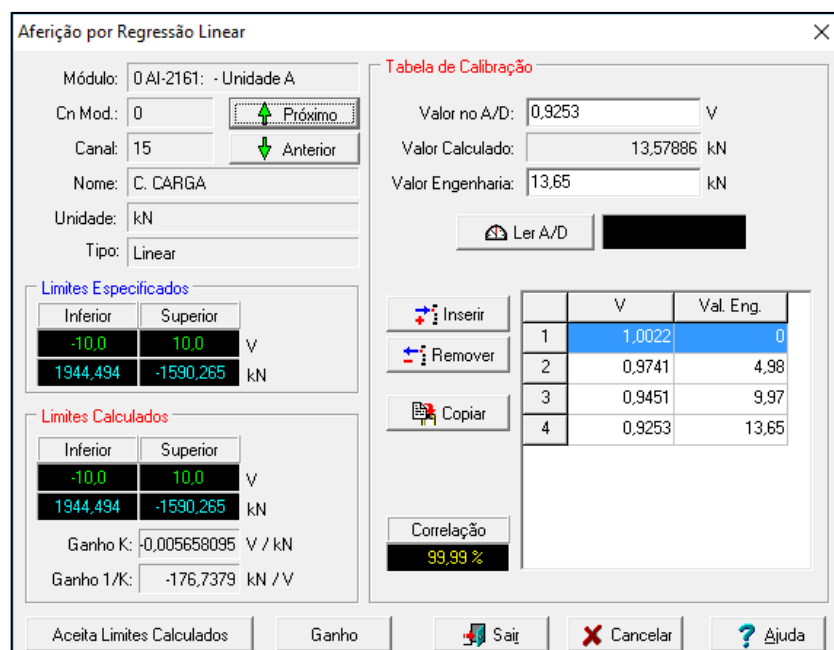
Tabela de Calibração

Valor no A/D: -1,7380 V
 Valor Calculado: 19,6 mm
 Valor Engenharia: 19,6 mm

	V	Val. Eng.
1	7,1957	0
2	-1,7380	19,6

Correlação: 100,00 %

Aceita Limites Calculados Ganho Saír Cancelar Ajuda



B.4.6.AQDADOS – BALANCEAMENTO DOS SENSORES

O balanceamento dos sensores resistivos é realizado na janela “Configuração das Entradas Analógicas do Módulo AI-2161” acessada clicando no botão “Avançado” da janela de “Configuração das Entradas Analógicas”.

O programa possui um comando para efetuar o balanceamento automático dos canais configurados para sensores resistivos em ponte como, por exemplo, Strain Gages.

O objetivo do balanceamento é obter a melhor posição dos controles de ajuste de balanço de modo a equilibrar o sensor em ponte. O que equivale a determinar a melhor a posição de ajuste de modo a minimizar a tensão lida pelo A/D.

Para efetuar o balanceamento automático, siga os seguintes passos:

- g) Habilite os canais a serem balanceados marcando as caixas de opção correspondentes a esses canais na coluna CN Mod.
- h) Mantenha em repouso a estrutura onde estão instalados os sensores resistivos em ponte. A estrutura deve ficar nessa situação até o término do balanceamento.

- i) Para iniciar o balanceamento dos canais habilitados, clique sobre o botão



- j) O programa inicia o balanceamento e apresenta, durante o balanceamento, um display com a leitura dos canais que estão sendo balanceados.
- k) Após o balanceamento, a coluna Balanço da tabela é atualizada com os valores encontrados no balanceamento dos canais habilitados.

B.4.7.AQDADOS – CALIBRAÇÃO DOS EXTENSÔMETROS COM SHUNT CAL

Para que seja possível calibrar os extensômetros utilizando o resistor de shunt cal é necessário definir qual dos resistores instalados na placa do módulo condicionador AI-2161 se deseja empregar. A placa possui três resistores, que têm sua resistência informada no Relatório de Calibração que acompanha o equipamento o sistema de aquisição de dados.

O equipamento do LESE-UPF possui os seguintes resistores de calibração:

	Resistência (Rcal)	Deformação Correspondente
RCAL1	57570 Ω	100 μ E
RCAL2	191346 Ω	300 μ E
RCAL3	578030 Ω	1000 μ E

A seleção do resistor é feita com o uso de jumper, como na figura abaixo.



O objetivo da calibração com shunt cal é obter os fatores de conversão da leitura do conversor A/D para unidade de engenharia. Ou seja, obter os limites da faixa de entrada em unidade de engenharia.

Para efetuar a calibração com shunt cal, o programa efetua duas leituras do conversor A/D. A primeira leitura é efetuada sem a colocação do resistor de shunt cal. A essa leitura o usuário deve informar o valor correspondente em unidade de engenharia na coluna Repouso Eng da tabela. Na maior parte das aplicações esse valor corresponde a zero.

A segunda leitura do conversor A/D é efetuada com o resistor de shunt cal conectado. A essa leitura o usuário deve informar o valor correspondente em unidade de engenharia na coluna Shunt Eng.

Com as duas leituras efetuadas e os respectivos valores em unidade de engenharia, o programa determina os limites da faixa de entrada do conversor A/D em unidade de engenharia.

A colocação do resistor de shunt cal provoca um desequilíbrio na ponte cujo valor correspondente em unidade de engenharia é conhecido e especificado pelo usuário na coluna Shunt Eng. Por exemplo, no caso de sensores do tipo strain gauges, o valor especificado em Shunt Eng, depende dos seguintes fatores: configuração da ponte, valor do resistor de shunt cal, fator do gauge e valor da resistência do gauges.

O módulo AI-2161 possui um resistor de shunt cal interno cujo valor é fornecido na folha de aferição do módulo. Esse resistor pode ser substituído pelo usuário por um resistor de shunt cal adequado às suas necessidades.


Para efetuar a calibração com shunt cal, siga os seguintes passos:

- a) Clique no botão “Avançado”, da janela de “Configuração das Entradas Analógicas”;
- b) Habilite os canais a serem calibrados marcando as caixas de opção correspondentes a esses canais na coluna CN Mod;
- c) Edite, para cada canal habilitado, os valores das colunas Repouso Eng e Shunt Eng. O valor especificado na coluna Repouso Eng corresponde à leitura do conversor A/D em unidade de engenharia quando a estrutura está em repouso. Na maioria das aplicações esse valor corresponde a zero. Por

exemplo, quando se utiliza strain gauges, normalmente estamos interessados na leitura da deformação dinâmica. Nesse caso, quando a estrutura está em repouso, a deformação dinâmica é zero. O valor especificado na coluna Shunt Eng corresponde à leitura do conversor A/D em unidade de engenharia quando é conectado o resistor de shunt cal interno.

$$Shunt Eng = \left[-\frac{1}{k} \frac{R_g}{R_{cal} + R_g} \right] \cdot 10^6$$

Onde, k e R_g são dados fornecidos pelo fabricante do extensômetro, sendo k o gage fator e R_g o valor da resistência do extensômetro, em Ω . R_{cal} é o valor relativo aos resistores da placa do módulo condicionador AI-2161.

- d) Mantenha em repouso a estrutura onde estão instalados os sensores em ponte. A estrutura deve ficar nessa situação até o término da calibração.
- e) Para iniciar a calibração dos canais habilitados, clique sobre o botão .
- f) O programa inicia a calibração e apresenta, durante a calibração, um display com a leitura dos canais que estão sendo calibrados. Inicialmente o programa efetua a leitura de todos os canais habilitados antes da aplicação do resistor de shunt cal. Em seguida o resistor de calibração é aplicado individualmente em cada canal.
- g) No término da calibração, o programa apresenta uma caixa de diálogo com o resultado da calibração dos canais habilitados e eventuais mensagens de erro de saturação na entrada do conversor A/D ou avisos de desbalanceamento muito baixo com o shunt cal. A tabela dos canais também é atualizada com os valores obtidos na calibração.

Uma mensagem de erro de saturação pode ser apresentada se, durante a leitura do conversor A/D com a estrutura em repouso ou com a colocação do resistor de shunt cal, o sinal de entrada está fora da faixa de entrada do conversor A/D. Algumas das possíveis causas para esse erro são:

- o canal foi configurado errado;
- um ou mais fios do cabo do sensor não estão bem conectados nos bornes de entrada;

- o ganho configurado para o canal está muito alto;]
- se a sua placa é um módulo AI-2161 da revisão 5 ou 6 e um dos jumpers JX1 a JX32 está fechado. Esses jumpers devem ser mantidos abertos em todos os canais.

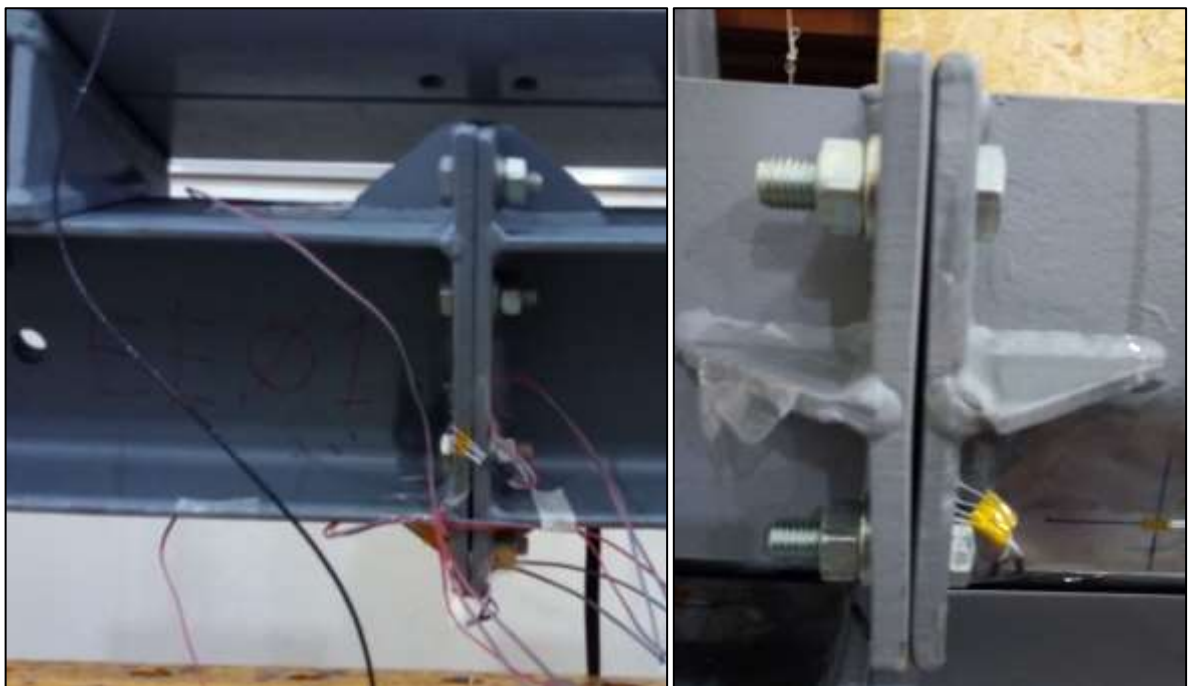
Um aviso de desbalanceamento muito baixo com o shunt cal pode ser apresentado se a diferença da leitura do canal com e sem o shunt cal for muito baixa. Algumas das possíveis causas são:

- o canal foi configurado errado;
- um ou mais fios do cabo do sensor não estão bem conectados nos bornes de entrada;
- o ganho configurado para o canal está muito baixo;
- o módulo AI-2161 está sem o resistor de shunt cal.

B.5.RESULTADOS

Os gráficos e tabelas de resultados foram suprimidos desta versão, visto que já apresentados no texto da dissertação.

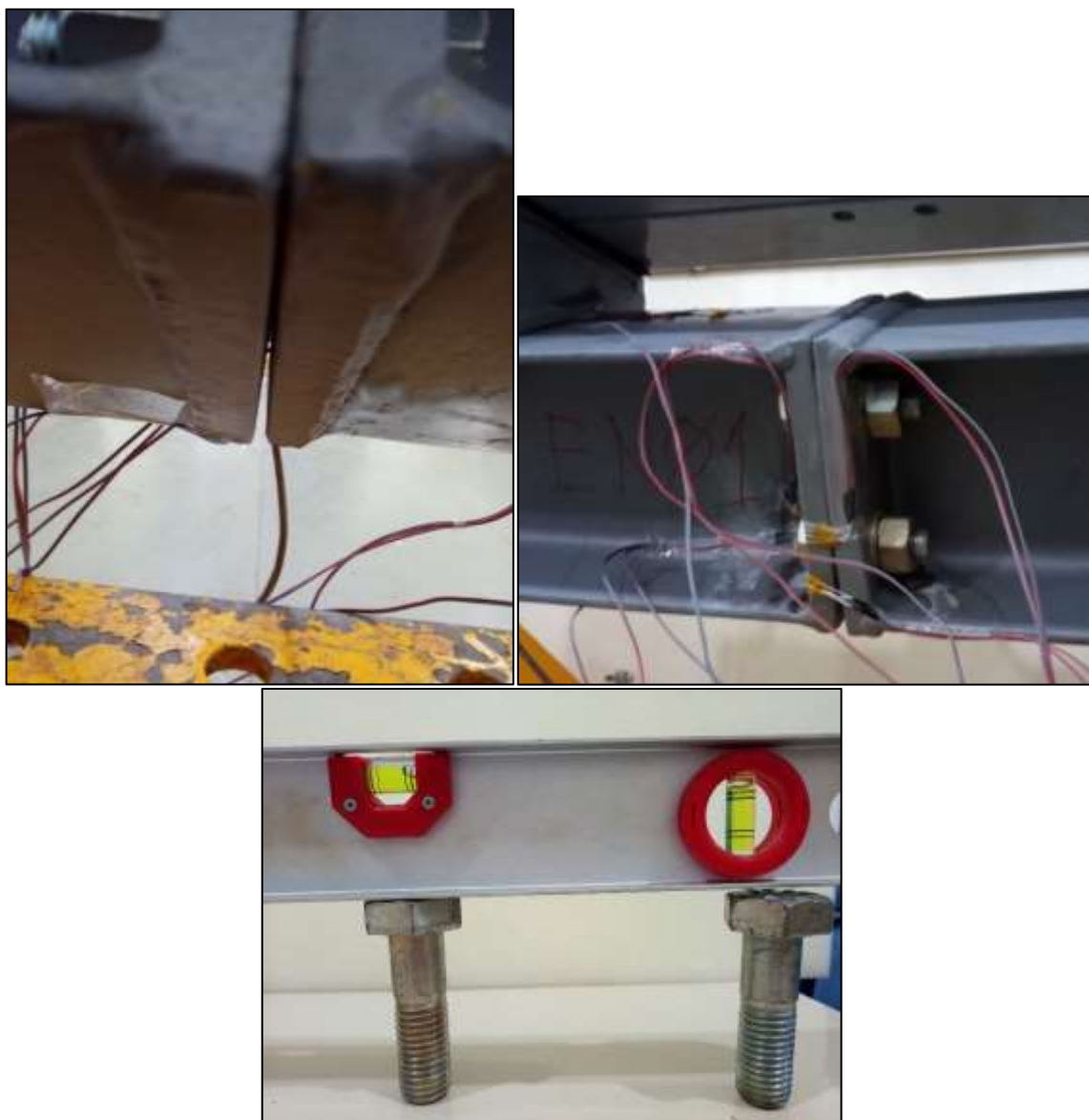
B.5.1.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO ESTENDIDA COM ENRIJECEDOR



B.5.2.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO ESTENDIDA SEM ENRIJECEDOR



B.5.3.LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO NÃO-ESTENDIDA SEM ENRIJECEDOR

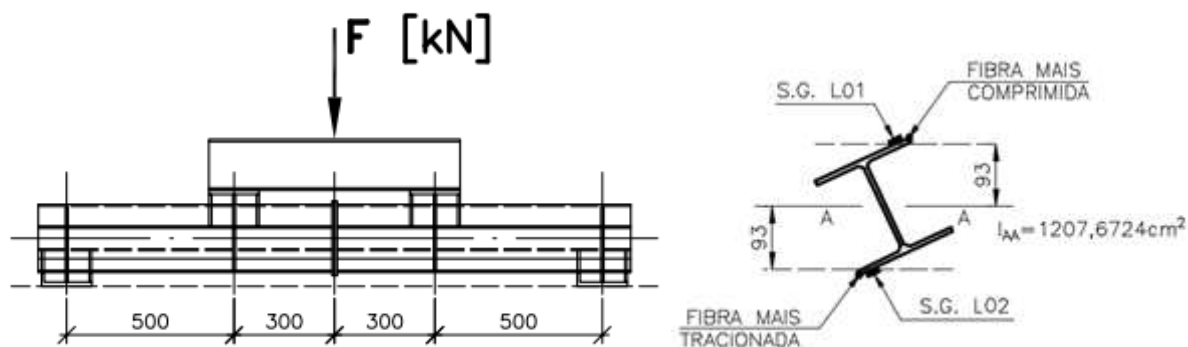


OBSERVAÇÕES PARA VIGA NE 03:

- A viga já havia sido submetida à carregamento até 150kN, tendo o ciclo de carregamento sendo interrompido pela instabilização do sistema.

B.5.4. ESTIMATIVA ANALÍTICA

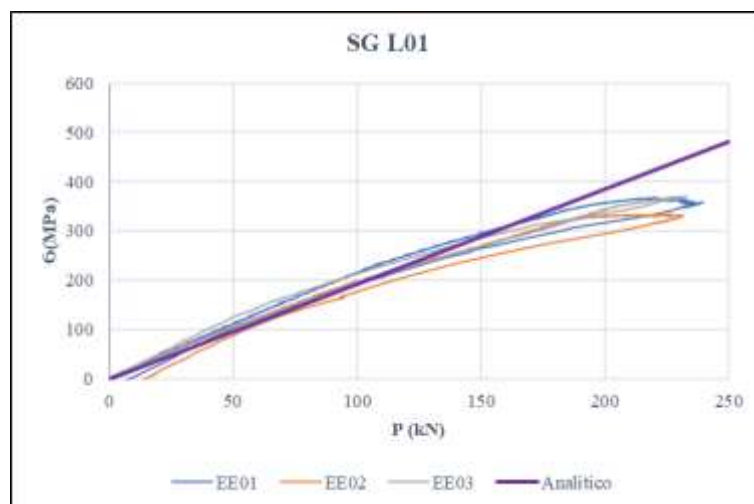
Para obter uma estimativa, que permita uma análise inicial da validade dos dados obtidos nos ensaios, foi calculada a relação Carregamento X Tensão na posição dos strain gages lineares.

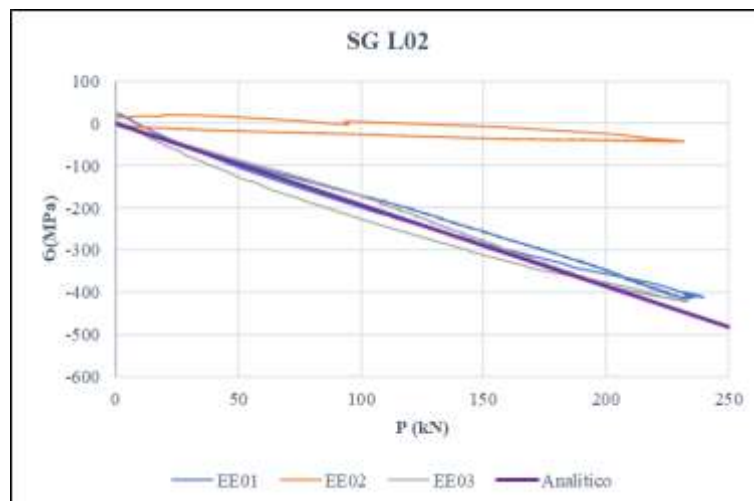


$$M = \frac{F}{2} \cdot 0,5m = 0,25 \cdot F \quad [kN \cdot m]$$

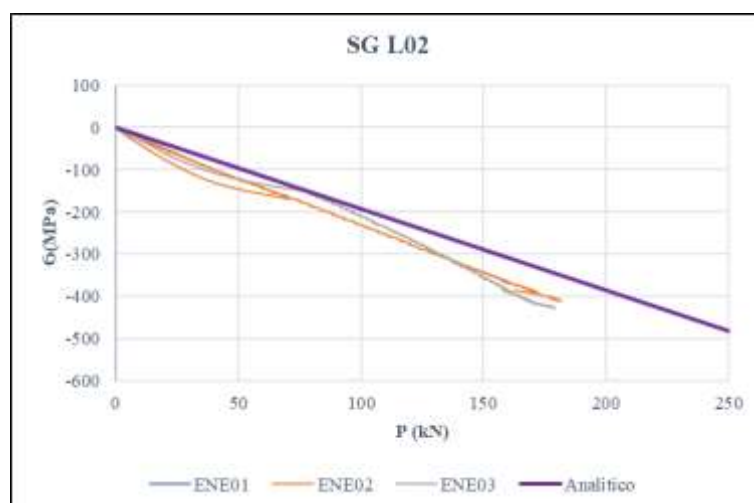
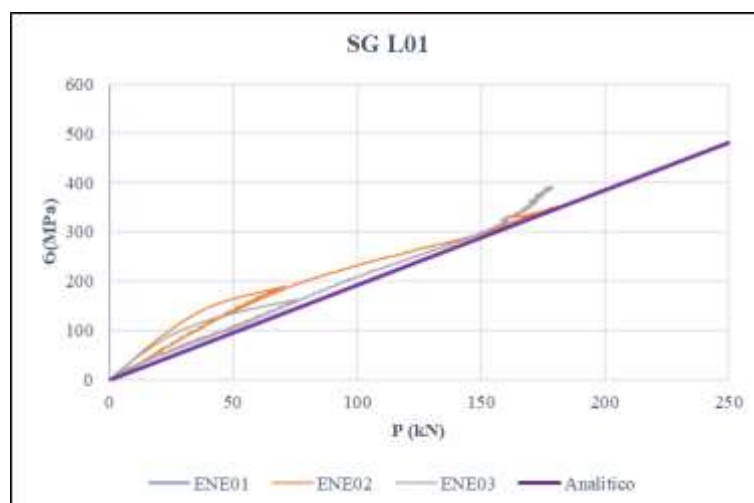
$$\sigma = \frac{M \cdot y}{I} = \frac{M}{129,857} \cdot 1 \times 10^{-3} \quad \left[\frac{kN}{m^2} \right]$$

Os gráficos abaixo apresentam o comparativo de resultados para as Ligações com Chapa de Topo Estendida Com Enrijecedor.

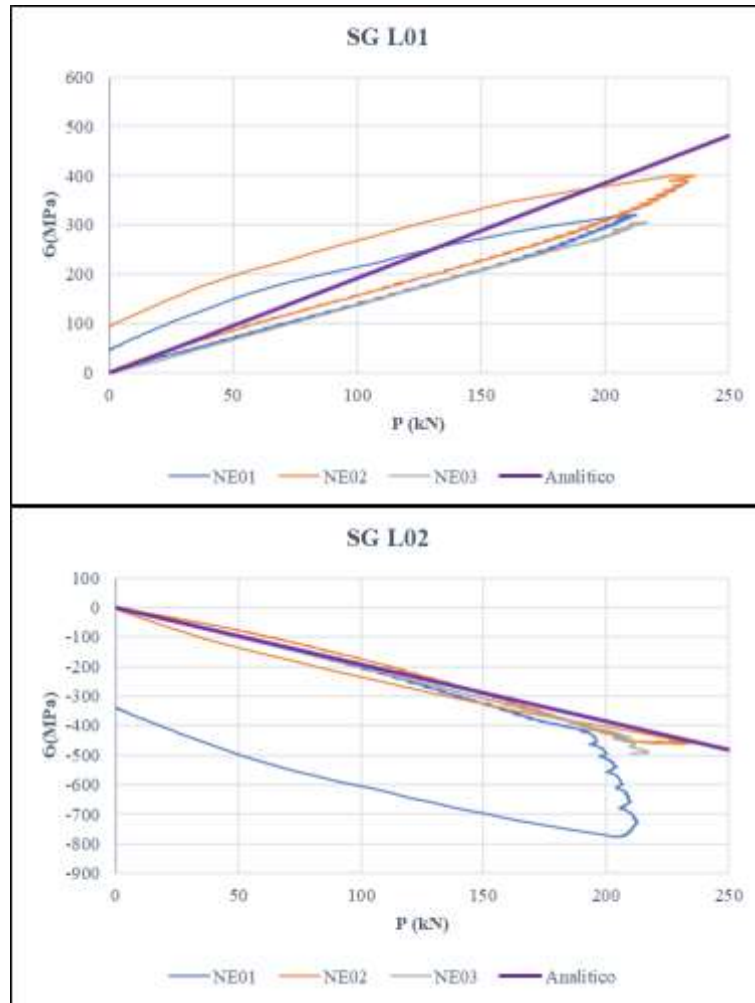




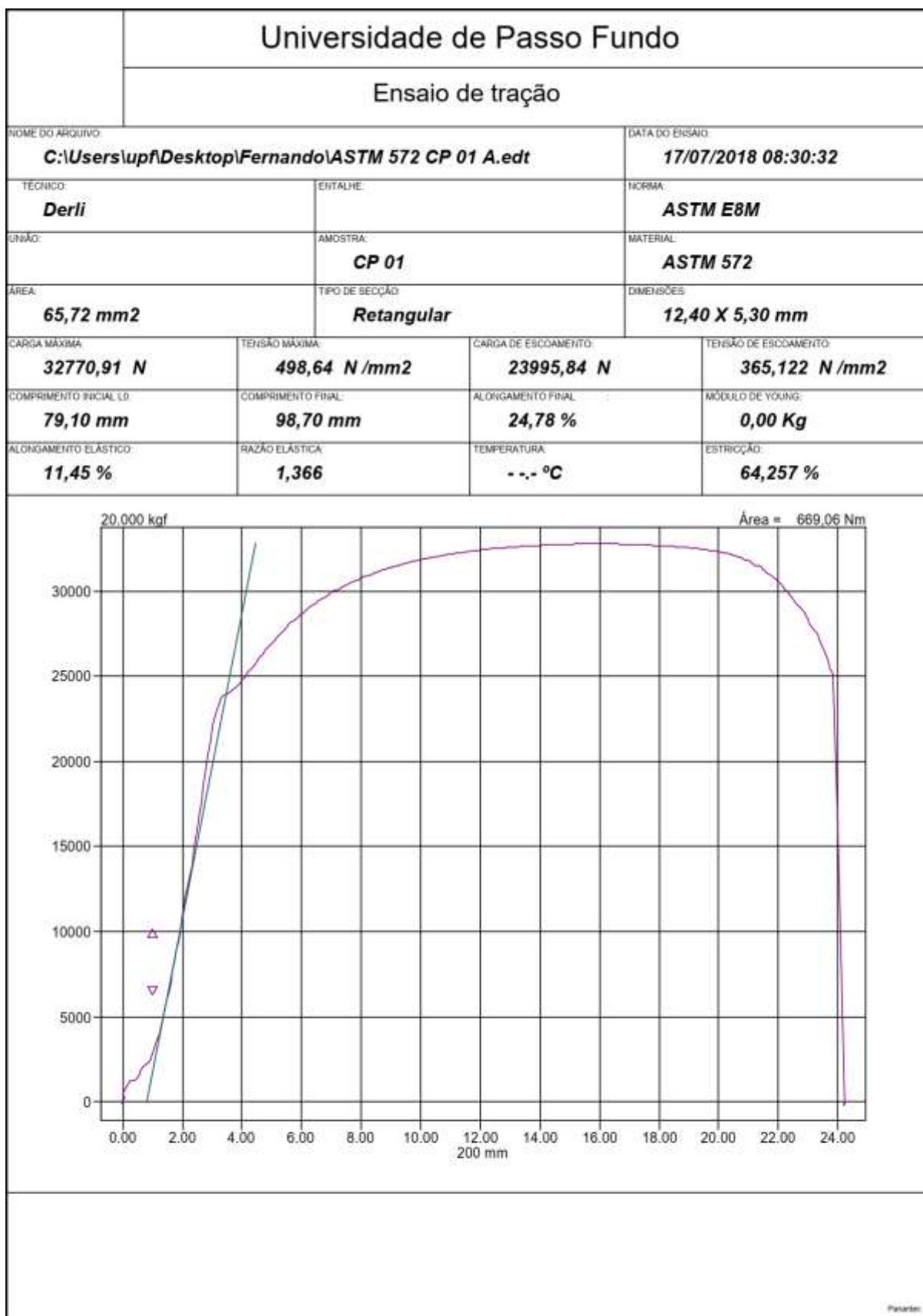
Os gráficos abaixo apresentam o comparativo de resultados para as Ligações com Chapa de Topo Estendida Sem Enrijecedor.

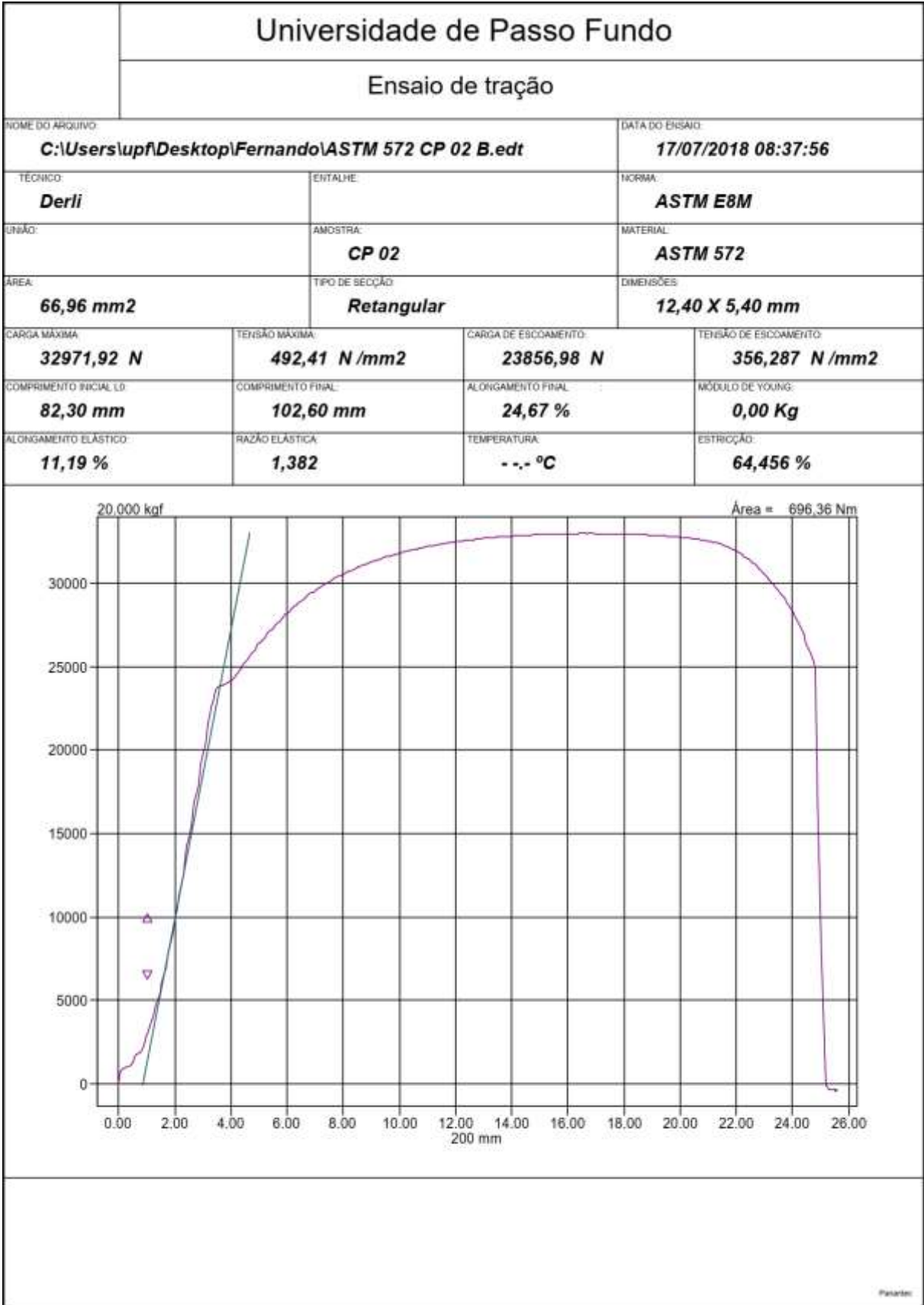


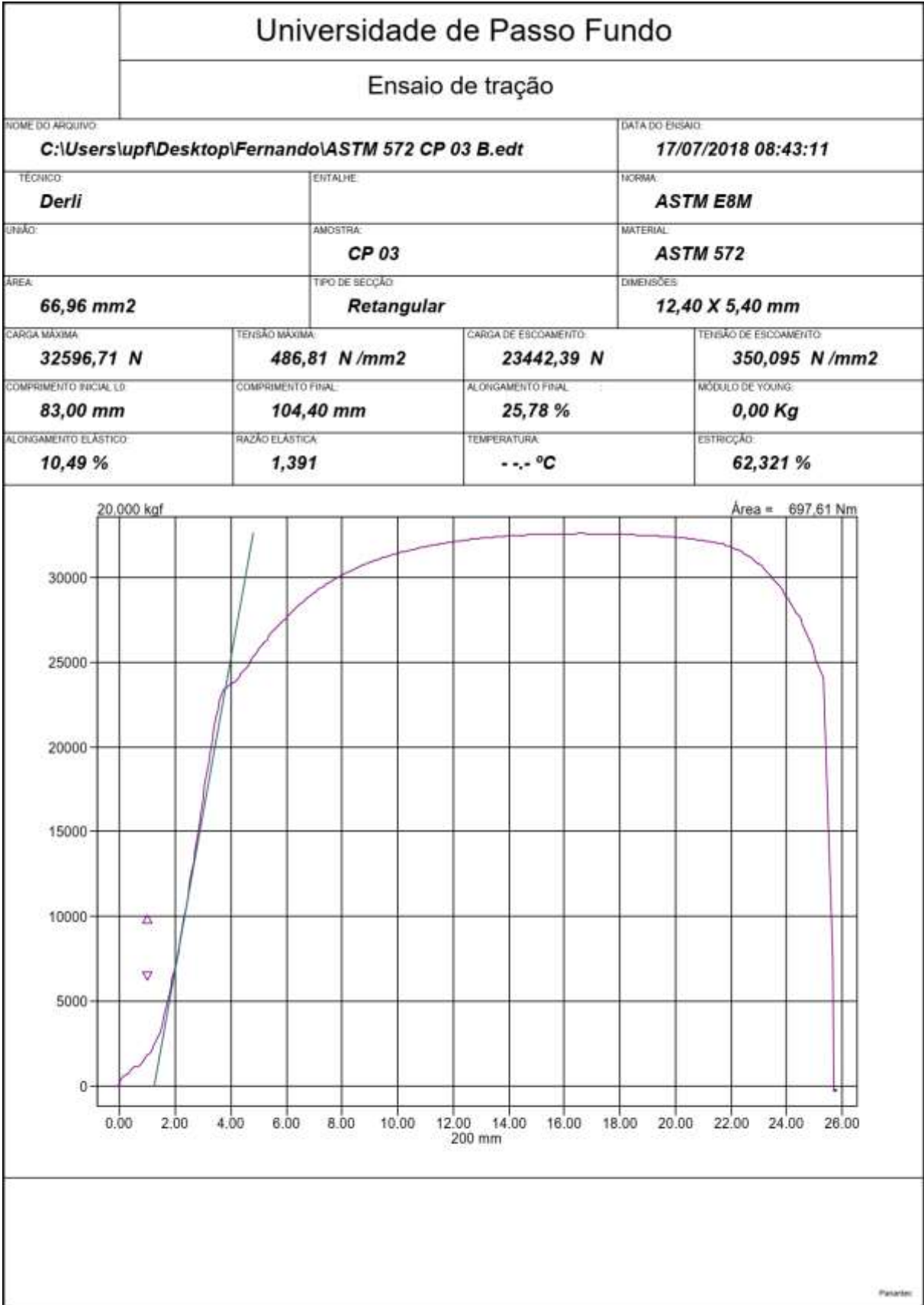
Os gráficos abaixo apresentam o comparativo de resultados para as Ligações com Chapa de Topo Não-Estendida Sem Enrijecedor.

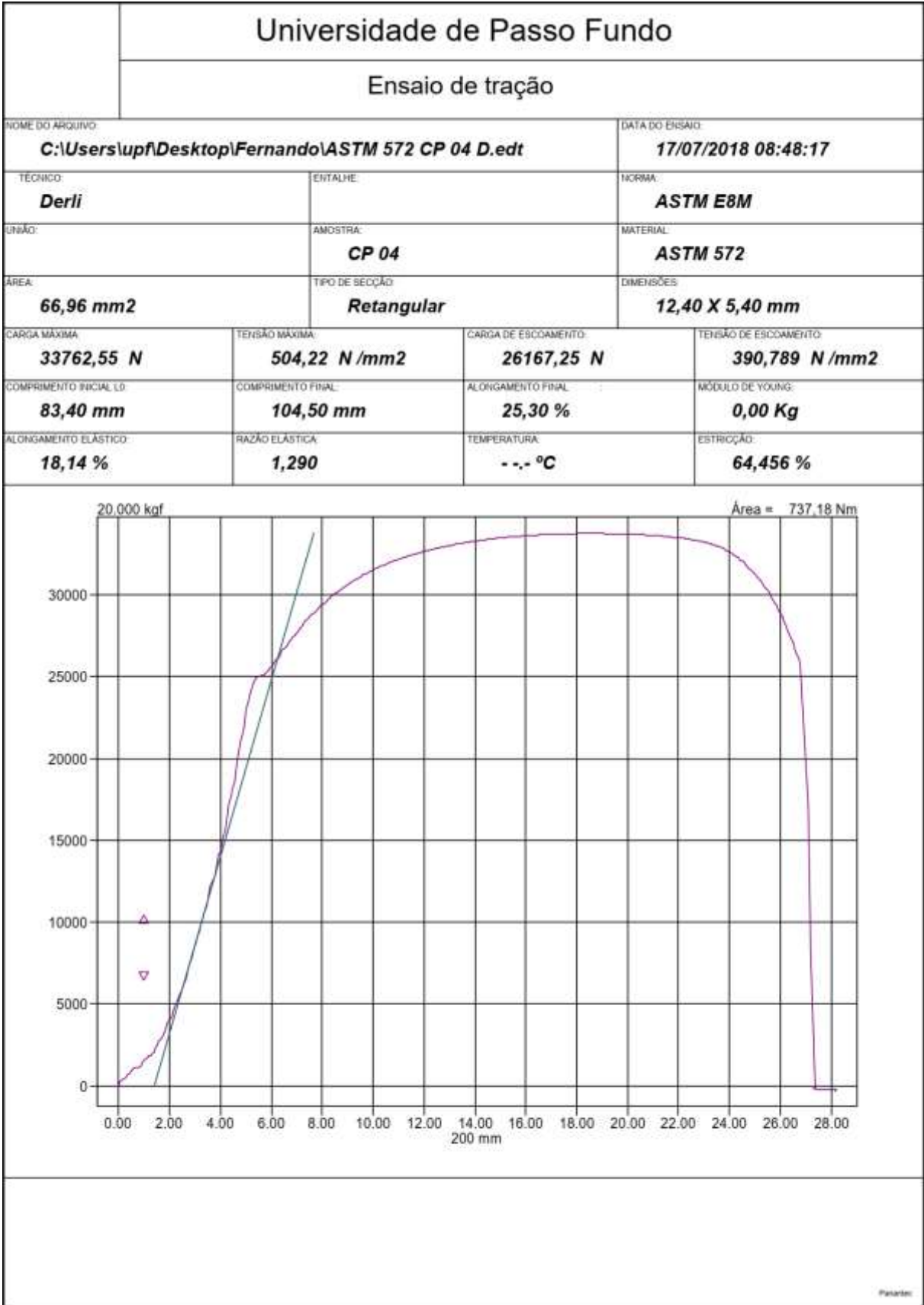


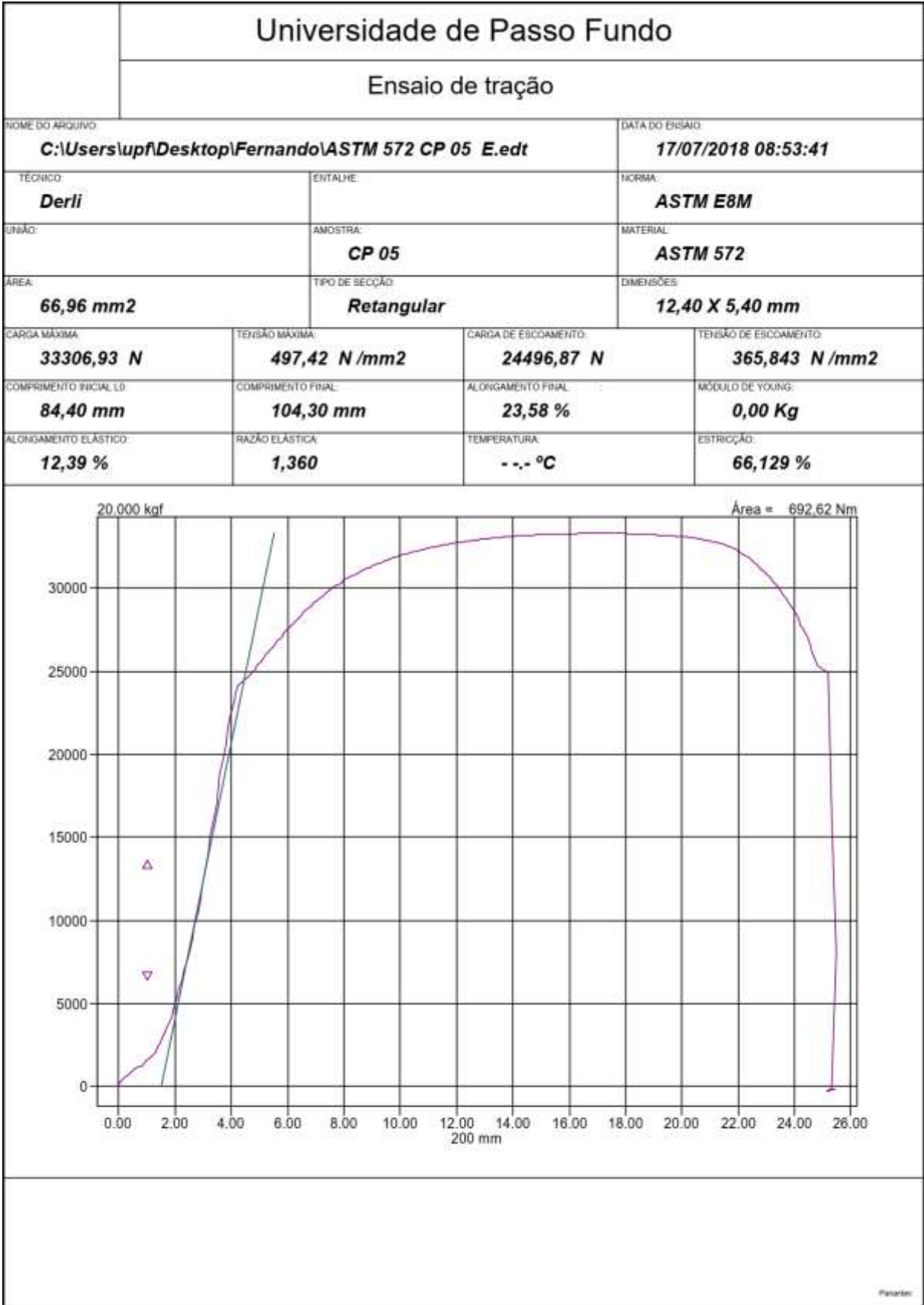
B.6.CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL DOS PERFIS

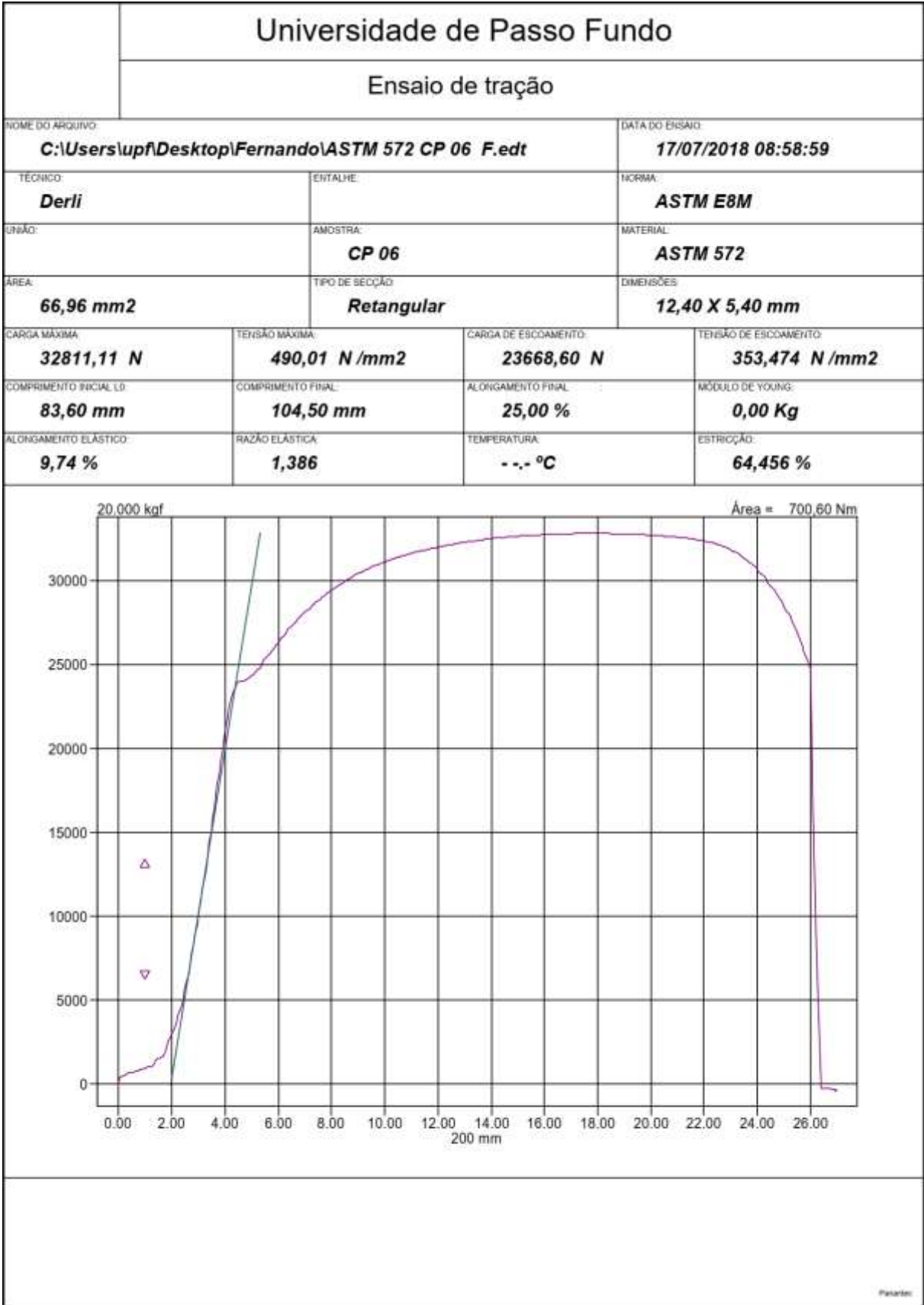












**ANEXO A – REPRODUÇÃO DOS QUADROS DE RESUMO DA
FORMULAÇÃO PARA ANÁLISE DE CHAPAS DE TOPO NÃO
ESTENDIDAS**

Geometry	Yield-Line Mechanism	Bolt Force Model
<p>End-Plate Yield</p>	<p>$\phi M_n = \phi_b M_{pl} = \phi_b F_{py} A_p Y$</p> <p>$Y = \frac{b_p}{2} \left[h_1 \left(\frac{l}{p_f} + \frac{l}{s} \right) + \frac{2}{g} [h_1 (p_f + s)] \right]$ Note: Use $p_f = s$, if $p_f > s$</p> <p>$s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g}$ $\phi_b = 0.90$</p>	
<p>Bolt Rupture w/Prying Action</p>		<p>$\phi M_n = \phi M_{nq} = \frac{\phi [2(P_1 - Q_{max})d_1]}{\max[\phi [2(T_b)d_1]}$ $\phi = 0.75$</p>
<p>Bolt Rupture No Prying Action</p>		<p>$\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(P_1)d_1]$ $\phi = 0.75$</p>

Figura A - 1 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo não estendidas e não enrijecidas com dois parafusos tracionados (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 3-2)

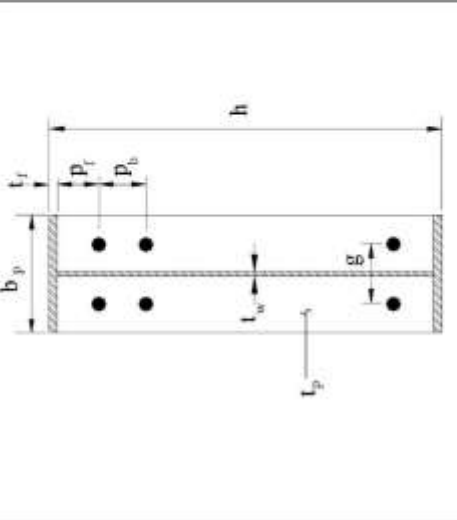
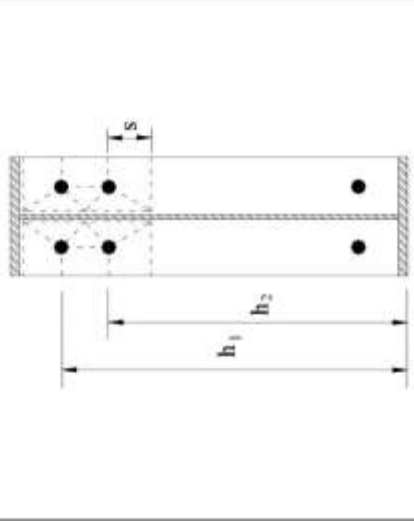
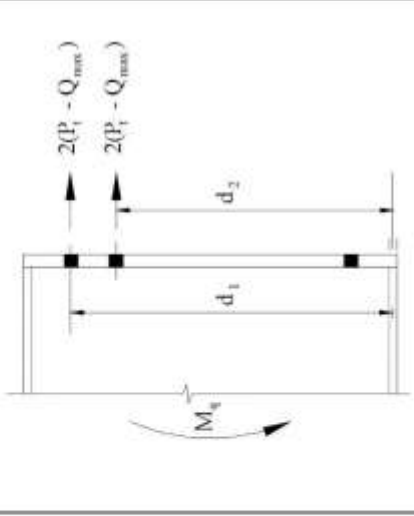
Geometry	Yield-Line Mechanism	Bolt Force Model
		
<p>End-Plate Yield</p>	$\phi M_n = \phi_b M_{pl} = \phi_b F_{pf} Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[h_1 \left(\frac{1}{p_f} \right) + h_2 \left(\frac{1}{s} \right) \right] + \frac{2}{g} [b_1 (p_f + 0.75 p_b) + h_2 (s + 0.25 p_b)] + \frac{g}{2}$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_b = 0.90$	<p>Note: Use $p_f = s$, if $p_f > s$</p>
<p>Bolt Rupture w/Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_q = \frac{\phi [2(P_t - Q_{max})(d_1 + d_2)]}{\max[\phi [2(U_b)(d_1 + d_2)]]}$ $\phi = 0.75$	
<p>Bolt Rupture No Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(P_t)(d_1 + d_2)]$ $\phi = 0.75$	

Figura A - 2 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo não estendidas e não enrijecidas com quatro parafusos tracionados (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 3-3)

Geometry	Yield-Line Mechanism	Bolt Force Model
<p style="text-align: center;">End-Plate Yield</p>	$\phi M_n = \phi_b M_{pl} = \phi_b F_{yf} Y^2$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[h_1 \left(\frac{1}{p_{s,o}} + \frac{1}{p_{s,e}} \right) + h_2 \left(\frac{1}{s} + \frac{1}{p_{s,i}} \right) \right] + \frac{2}{g} \left[h_1 (p_f + p_{s,o}) + h_2 (s + p_{s,i}) \right]$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_b = 0.90$	<p style="text-align: center;">Note: Use $p_t = s$, if $p_t > s$</p>
<p style="text-align: center;">Bolt Rupture w/Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_{rt} = \frac{\phi [2(P_t - Q_{max})(d_1 + d_2)]}{\max} \quad \phi = 0.75$	
<p style="text-align: center;">Bolt Rupture No Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_{rt} = \phi [2(P_t)(d_1 + d_2)] \quad \phi = 0.75$	

Figura A - 3 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo não estendidas, quatro parafusos tracionados e enrijecedor entre esses parafusos (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 3-4)

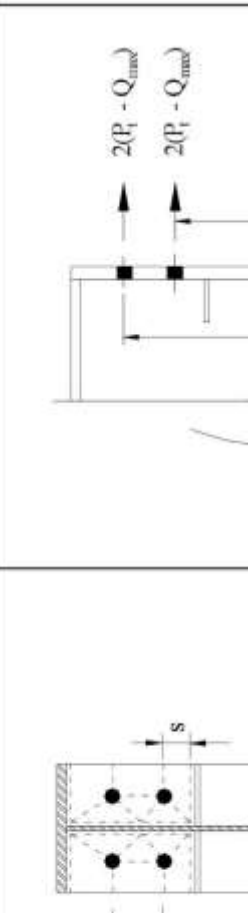

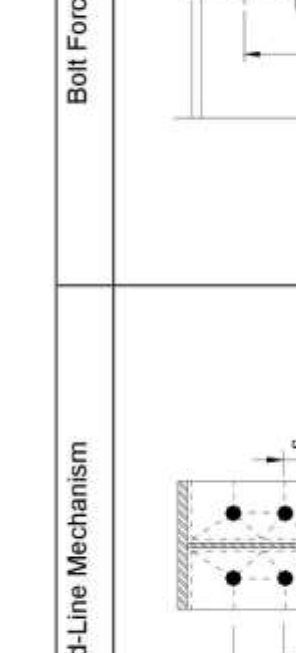
Geometry	Yield-Line Mechanism	Bolt Force Model
		
<p>$\phi M_n = \phi_b M_{pl} = \phi_b F_y Z_p$</p> <p>End-Plate Yield</p>	$Y = \frac{b_p}{2} \left[h_1 \left(\frac{1}{P_f} \right) + h_2 \left(\frac{1}{s} \right) \right] + \frac{2}{g} [h_1(p_f + 0.75p_b) + h_2(s + 0.25p_b)] + \frac{g}{2}$ <p>Note: Use $p_f = s$, if $p_f > s$</p>	<p>$\phi_b = 0.90$</p>
<p>Bolt Rupture w/Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_q = \frac{\phi [2(P_t - Q_{max})(d_1 + d_2)]}{\max[\phi [2(T_b)(d_1 + d_2)]]}$ <p>$\phi = 0.75$</p>	
<p>Bolt Rupture No Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(P_t)(d_1 + d_2)]$ <p>$\phi = 0.75$</p>	

Figura A - 4 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo não estendidas, quatro parafusos tracionados e enrijecedor sob esses parafusos (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 3-5)

**ANEXO B – REPRODUÇÃO DOS QUADROS DE RESUMO DA
FORMULAÇÃO PARA ANÁLISE DE CHAPAS DE TOPO
ESTENDIDAS**

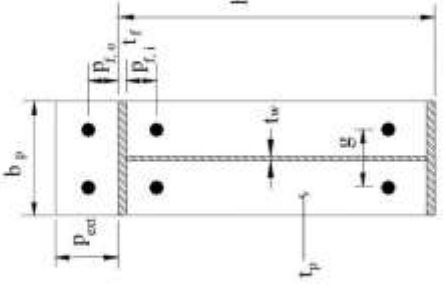
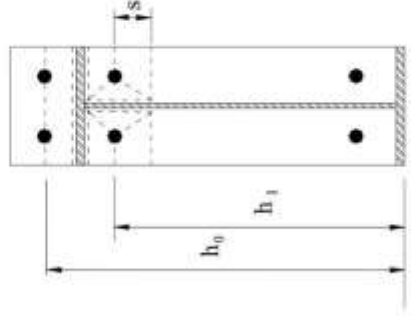
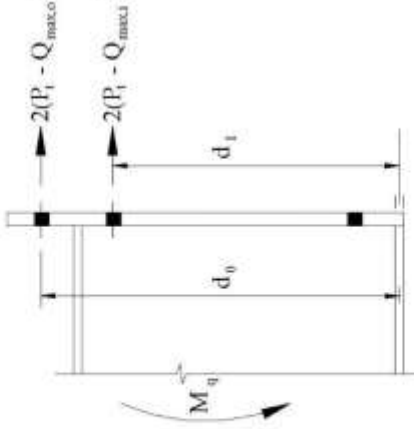
Geometry	Yield-Line Mechanism	Bolt Force Model
		
<p>End-Plate Yield</p>	<p>Note: Use $p_{f,i} = s$, if $p_{f,i} > s$</p>	
<p>Bolt Rupture w/Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi_b M_{pl} = \phi_b F_y t_p^2 Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[h_j \left(\frac{1}{p_{f,i}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{p_{f,o}} - \frac{1}{2} \right) - \frac{1}{2} \right] \frac{2}{g} [h_j (p_{f,i} + s)]$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_b = 0.90$	$\phi M_n = \phi_b M_{pl} = \phi_b F_y t_p^2 Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[h_j \left(\frac{1}{p_{f,i}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{p_{f,o}} - \frac{1}{2} \right) - \frac{1}{2} \right] \frac{2}{g} [h_j (p_{f,i} + s)]$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_b = 0.90$
<p>Bolt Rupture No Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(P_t - Q_{max,o})d_0 + 2(P_t - Q_{max,1})d_1]$ $\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(P_t - Q_{max,o})d_0 + 2(T_b)(d_1)]$ $\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(P_t - Q_{max,1})d_1 + 2(T_b)(d_0 + d_1)]$ $\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(T_b)(d_0 + d_1)]$	$\phi = 0.75$ $\phi = 0.75$

Figura B - 1 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo estendidas não enrijecidas com quatro parafusos tracionados (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 4-2)

<p style="text-align: center;">Geometry</p>	<p style="text-align: center;">Yield-Line Mechanism; Case 1 when $s < d_e$</p>
<p style="text-align: center;">Bolt Force Model</p>	<p style="text-align: center;">Yield-Line Mechanism; Case 2 when $s \geq d_e$</p>

Figura B - 2 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo estendidas e enrijecidas com quatro parafusos tracionados (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 4-3)

End-Plate Yield	Case 1 $s < d_e$	$\phi M_n = \phi_y M_{pl} = \phi_y F_{pf} Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[h_j \left(\frac{1}{p_{f,i}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{s} + \frac{1}{p_{f,o}} \right) \right] + \frac{2}{g} \left[h_j (p_{f,i} + s) + h_0 (s + p_{f,o}) \right]$ <p>Note: Use $p_{f,i} = s$, if $p_{f,i} > s$</p> $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_y = 0.90$
	Case 2 $s \geq d_e$	$\phi M_n = \phi_y M_{pl} = \phi_y F_{pf} Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[h_j \left(\frac{1}{p_{f,i}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{p_{f,o}} + \frac{1}{2s} \right) \right] + \frac{2}{g} \left[h_j (p_{f,i} + s) + h_0 (d_e + p_{f,o}) \right]$ <p>Note: Use $p_{f,i} = s$, if $p_{f,i} > s$</p> $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_y = 0.90$
Bolt Rupture w/Prying Action		$\phi M_n = \phi M_q = \frac{\phi \left[2(T_t - Q_{max,o})d_0 + 2(T_t - Q_{max,i})d_t \right]}{\max \left\{ \begin{array}{l} \phi \left[2(T_t - Q_{max,o})d_0 + 2(T_b)/(d_t) \right] \\ \phi \left[2(T_t - Q_{max,i})d_t + 2(T_b)/(d_0) \right] \end{array} \right.}$ $\phi = 0.75$
	Bolt Rupture No Prying Action	$\phi M_n = \phi M_{rp} = \phi \left[2(T_t)/(d_0 + d_t) \right]$ $\phi = 0.75$

Figura B - 3 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo estendidas e enrijecidas com quatro parafusos tracionados (continuação) (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 4-3)

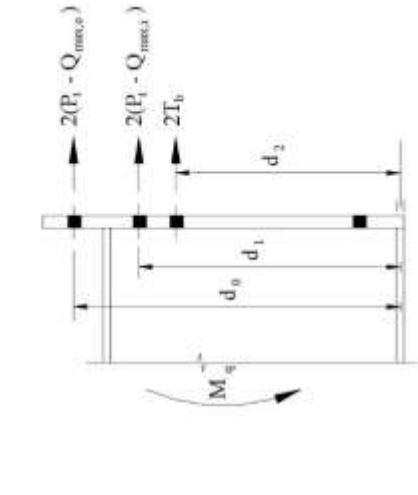
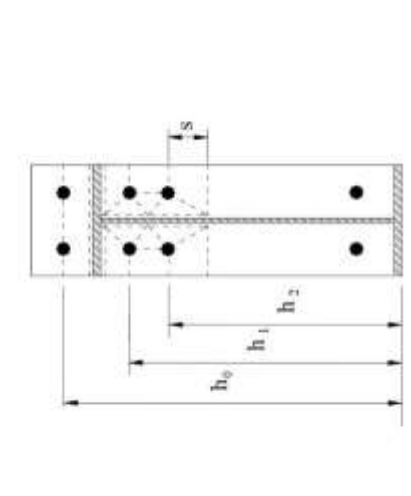
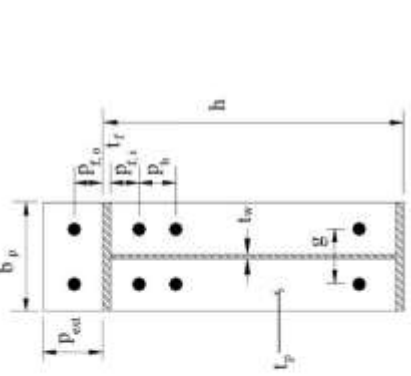
Geometry	Yield-Line Mechanism	Bolt Force Model
		
<p>End-Plate Yield</p>	$\phi M_n = \phi_b M_{pl} = \phi_b F_{yp} Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[\left(\frac{1}{P_{T,0}} \right) + h_2 \left(\frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{P_{T,0}} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{g} [h_1 (P_{T,1} + 0.75 P_b) + h_2 (s + 0.25 P_b)] + \frac{g}{2}$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_b = 0.90 \quad \text{Note: Use } P_{T,i} = s, \text{ if } P_{T,i} > s$	$\phi = 0.75$
<p>Bolt Rupture w/Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_g = \frac{\phi [2(P_T - Q_{max,o})d_0 + 2(P_T - Q_{max,i})d_1 + 2(T_b)d_2]}{\max \left\{ \begin{array}{l} \phi [2(P_T - Q_{max,o})d_0 + 2(T_b)/(d_1 + d_2)] \\ \phi [2(P_T - Q_{max,i})d_1 + 2(T_b)/(d_0 + d_2)] \\ \phi [2(T_b)/(d_0 + d_1 + d_2)] \end{array} \right.}$	$\phi = 0.75$
<p>Bolt Rupture No Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(P_T)/(d_0 + d_1 + d_2)]$	$\phi = 0.75$

Figura B - 4 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo estendidas não enrijecidas com múltiplas linhas de parafusos tracionados 1/2 (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 4-4)

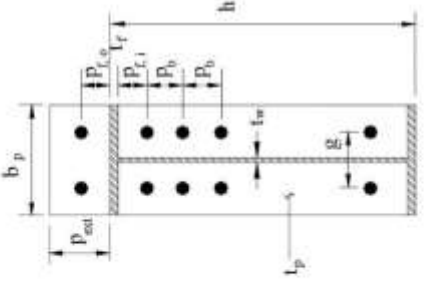
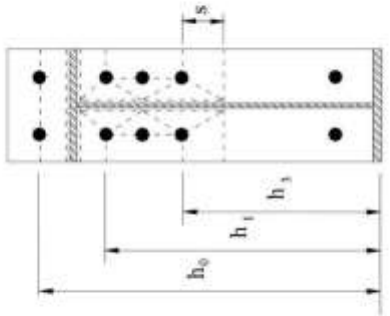
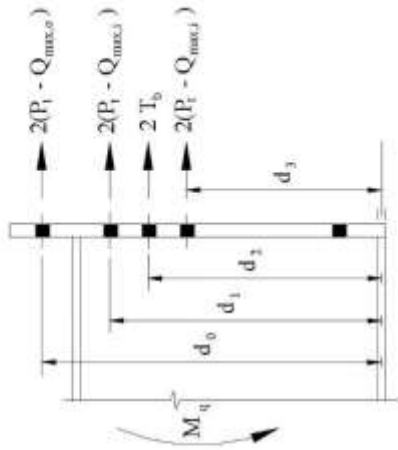
Geometry	Yield-Line Mechanism	Bolt Force Model
		
<p style="text-align: center;">End-Plate Yield</p>	$\phi M_n = \phi M_{pl} = \phi F_{yp} F_p^2 Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[\frac{1}{p_{f,j}} + h_1 \left(\frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{p_{f,o}} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{g} [h_1(p_{f,j} + 1.5 p_b) + h_3(s + 0.5 p_b)] + \frac{g}{2}$ <p style="text-align: center;">$s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g}$ $\phi_b = 0.90$ Note: Use $p_{f,i} = s$, if $p_{f,i} > s$</p>	
<p style="text-align: center;">Bolt Rupture w/Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_q = \phi \left[\frac{2(P_t - Q_{max,o})d_0 + 2(P_t - Q_{max,c})d_1 + 2(T_b)d_2}{2(P_t - Q_{max,o})d_0 + 2(T_b)d_1 + 2(T_b)d_2} \right]$ $\phi \left[\frac{2(P_t - Q_{max,c})d_0 + 2(T_b)d_1 + 2(T_b)d_2}{2(P_t - Q_{max,c})d_1 + 2(T_b)d_0 + 2(T_b)d_2} \right]$ $\phi \left[\frac{2(T_b)d_0 + 2(T_b)d_1 + 2(T_b)d_2}{2(T_b)d_0 + 2(T_b)d_1 + 2(T_b)d_2} \right]$ <p style="text-align: center;">$\phi = 0.75$</p>	
<p style="text-align: center;">Bolt Rupture No Prying Action</p>	$\phi M_n = \phi M_{np} = \phi [2(P_t)/d_0 + d_1 + d_2 + d_3]$ <p style="text-align: center;">$\phi = 0.75$</p>	

Figura B - 5 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo estendidas não enrijecidas com múltiplas linhas de parafusos tracionados 1/3 (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 4-5)

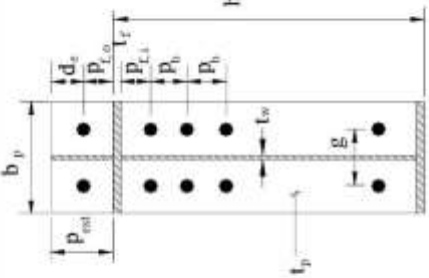
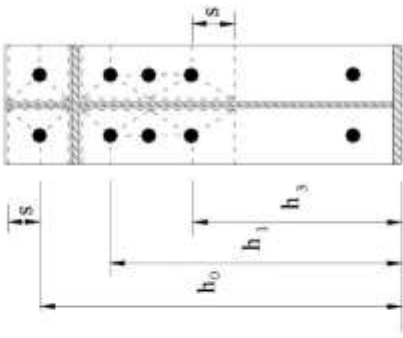
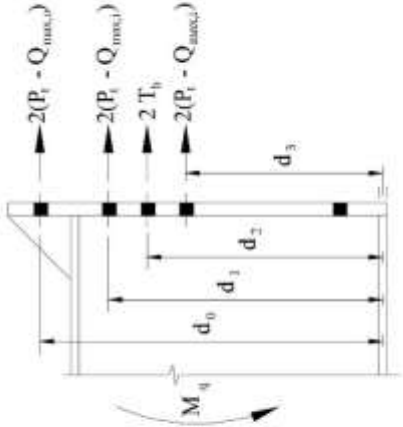
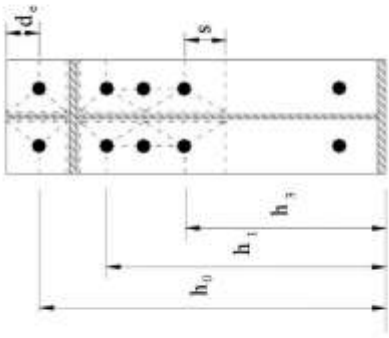
<p style="text-align: center;">Geometry</p> 	<p style="text-align: center;">Yield-Line Mechanism: Case 1 when $s < d_e$</p> 
<p style="text-align: center;">Bolt Force Model</p> 	<p style="text-align: center;">Yield-Line Mechanism: Case 2 when $s \geq d_e$</p> 

Figura B - 6 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo estendidas enrijecidas com múltiplas linhas de parafusos tracionados 1/3 (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 4-6)

End-Plate Yield	Case 1 $s < d_e$	$\phi M_n = \phi_y M_{pl} = \phi_y F_{py} f_p^2 Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[h_1 \left(\frac{1}{p_{f,i}} \right) + h_3 \left(\frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{s} + \frac{1}{p_{f,o}} \right) \right] + \frac{2}{g} \left[h_1 (p_{f,i} + 1.5 p_b) + h_3 (s + 0.5 p_b) + h_0 (s + p_{f,o}) \right] + \frac{g}{2}$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_b = 0.90 \quad \text{Note: Use } p_{f,i} = s, \text{ if } p_{f,i} > s$
	Case 2 $s \geq d_e$	$\phi M_n = \phi_b M_{pl} = \phi_b F_{py} f_p^2 Y$ $Y = \frac{b_p}{2} \left[h_1 \left(\frac{1}{p_{f,i}} \right) + h_3 \left(\frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{p_{f,o}} + \frac{1}{2s} \right) \right] + \frac{2}{g} \left[h_1 (p_{f,i} + 1.5 p_b) + h_3 (s + 0.5 p_b) + h_0 (d_e + p_{f,o}) \right] + \frac{g}{2}$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g} \quad \phi_b = 0.90 \quad \text{Note: Use } p_{f,i} = s, \text{ if } p_{f,i} > s$
Bolt Rupture w/Prying Action		$\phi M_n = \phi M_q =$ $\begin{cases} \phi \left[2(P_t - Q_{max,o})d_0 + 2(P_t - Q_{max,i})(d_1 + d_3) + 2(T_b)d_2 \right] \\ \phi \left[2(P_t - Q_{max,o})d_0 + 2(T_b)(d_1 + d_2 + d_3) \right] \\ \phi \left[2(P_t - Q_{max,i})(d_1 + d_3) + 2(T_b)(d_0 + d_2) \right] \\ \phi \left[2(T_b)(d_0 + d_1 + d_2 + d_3) \right] \end{cases} \quad \phi = 0.75$
Bolt Rupture No Prying Action		$\phi M_n = \phi M_{np} = \phi \left[2(P_t)(d_0 + d_1 + d_2 + d_3) \right] \quad \phi = 0.75$

Figura B - 7 - Reprodução do resumo da formulação para análise de chapas de topo estendidas enrijecidas com múltiplas linhas de parafusos tracionados 1/3 (continuação) (Eurocode 3 - Part 1-8, Table 4-6)

