

Universidade Federal de Ouro Preto

Escola de Minas

Programa de Pós-Graduação em Engenharia das Construções

Mestrado Profissional em Construção Metálica

Dissertação

**Obtenção do índice de
confiabilidade de barras de
perfis formados a frio
submetidas à flexão simples
com o emprego do método
FORM**

Fernanda Ferra Andrade Toledo

Ouro Preto
2019





Universidade Federal
de Ouro Preto



MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
Universidade Federal de Ouro Preto
Escola de Minas – Departamento de Engenharia Civil
Programa de Pós-Graduação em Engenharia das Construções
Mestrado Profissional em Construção Metálica



ESCOLA DE MINAS

**OBTENÇÃO DO ÍNDICE DE CONFIABILIDADE DE BARRAS DE PERFIS
FORMADOS A FRIO SUBMETIDAS À FLEXÃO SIMPLES COM O
EMPREGO DO MÉTODO FORM**

Ouro Preto
2019



MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
Universidade Federal de Ouro Preto
Escola de Minas – Departamento de Engenharia Civil
Programa de Pós-Graduação em Engenharia das Construções
Mestrado Profissional em Construção Metálica



Fernanda Ferra Andrade Toledo

**OBTENÇÃO DO ÍNDICE DE CONFIABILIDADE DE BARRAS DE PERFIS
FORMADOS A FRIO SUBMETIDAS À FLEXÃO SIMPLES COM O
EMPREGO DO MÉTODO FORM**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia das Construções da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Construção Metálica.

Orientador: Prof. Marcílio Sousa da Rocha Freitas, D.Sc.
Coorientador: Prof. André Luís Riqueira Brandão, D.Sc.

Ouro Preto
2019

SISBIN - SISTEMA DE BIBLIOTECAS E INFORMAÇÃO

- T649o Toledo, Fernanda Ferra Andrade .
Obtenção do índice de confiabilidade de barras de perfis formados a frio submetidas à flexão simples com o emprego do método FORM. [manuscrito] / Fernanda Ferra Andrade Toledo. - 2019.
115 f.: il.: color., gráf., tab..
- Orientador: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas.
Coorientador: Prof. Dr. André Luís Riqueira Brandão.
Dissertação (Mestrado Profissional). Universidade Federal de Ouro Preto. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Construção Metálica.
1. Aço - Estruturas . 2. Confiabilidade (Engenharia). 3. Resistência de materiais . 4. Aço - Vigas. 5. Flexão (Engenharia civil) . I. Toledo, Fernanda Ferra Andrade . II. Brandão, André Luís Riqueira. III. Freitas, Marcílio Sousa da Rocha. IV. Universidade Federal de Ouro Preto. V. Título.

CDU 624.014



MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
Universidade Federal de Ouro Preto
Escola de Minas

Programa de Pós-Graduação em Engenharia das Construções
Mestrado Profissional em Construção Metálica



ESCOLA DE MINAS

OBTENÇÃO DO ÍNDICE DE CONFIABILIDADE DE BARRAS DE PERFIS FORMADOS A FRIO SUBMETIDAS À FLEXÃO SIMPLES COM O EMPREGO DO MÉTODO FORM

AUTORA: FERNANDA FERRA ANDRADE TOLEDO

Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 27 de junho de 2019, pela comissão examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Marcílio Sousa da Rocha Freitas, D. Sc. – DECIV/UFOP (Presidente)

Prof. André Luís Riqueira Brandão, D. Sc. – UNIFEI

Prof. Flávio Teixeira de Souza, D. Sc. – IFMG

Prof. Washington Batista Vieira, D. Sc. – UNIFEI

"Um trabalho te dá um propósito e um significado. A vida é vazia sem ambos."
Stephen Hawking

"A mente que se abre a uma nova ideia jamais volta ao seu tamanho original."
Albert Einstein

Dedico este trabalho à minha família e aos meus orientadores.

AGRADECIMENTOS

É bom olhar para trás e ver quantos sacrifícios e obstáculos foram vencidos para que este objetivo fosse alcançado. Minha gratidão aos que participaram desta caminhada, compartilharam das ideias e as alimentaram e que, mantiveram-se ao meu lado, partilhando diariamente das alegrias e dos dissabores que compuseram esta busca pelo saber:

Aos meus pais, Vicente e Marlene, meus dois primeiros mestres, os professores do certo e do errado, grata pela vida, o presente mais valioso.

Ao meu marido Luciano, que sempre me ofereceu o seu melhor, que sempre caminhou ao meu lado, que fez do meu sonho seu próprio objetivo e dos nossos objetivos sua própria luta, através do olhar de apoio, de sua compreensão e das palavras de incentivo.

Ao meu filho Caio que, apesar de ainda não ter idade para entender o que é um mestrado, foi tão compreensivo e carinhoso nas minhas dificuldades e ausências. À nossa pequena Olívia, que se comportou muito bem ainda na barriga, para que eu terminasse com tranquilidade esse trabalho.

Às minhas irmãs, Sílvia, Andréa e Beatriz, pelo apoio.

Ao professor Marcílio Freitas, pela orientação, comprometimento e amizade desde o período da graduação. E, por me apresentar o universo da confiabilidade estrutural e pela confiança.

Ao professor André Brandão, pela gentileza e solicitude, por todos os ensinamentos e pela impecável condução deste trabalho.

A todos os professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia das Construções, pelos ensinamentos ao longo deste percurso.

À Lidiane Rodrigues, sempre dividindo comigo as experiências da vida e à Denise Capanema, irmã acadêmica que ganhei durante esta trajetória. Nossa troca de opiniões foi sempre produtiva.

À Universidade Federal de Ouro Preto e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia das Construções, pela oportunidade e pela qualidade do ensino.

A Deus, que sempre me deu coragem e forças para percorrer o caminho e a todos que contribuíram de alguma forma para a realização deste trabalho.

RESUMO

As estruturas devem oferecer segurança e boas condições de utilização, de forma que não venham a falhar ou mesmo provocar desconforto a seus ocupantes. O estudo da confiabilidade estrutural relaciona-se com a avaliação da probabilidade de violação de um estado limite para um sistema estrutural. Assim, o objetivo deste trabalho é aplicar uma metodologia para análise dos índices de confiabilidade para barras de perfis formados a frio submetidas à flexão simples, projetadas segundo a norma brasileira ABNT NBR 14762:2010 e a norma norte-americana AISI S100:2016. Primeiramente, foi elaborado um banco de dados de resultados experimentais de alguns autores para o estado limite em questão e obtidas as forças resistentes para cada modelo ensaiado, com a utilização da ABNT NBR 14762:2010. É avaliado o erro de modelo (relação entre os valores teórico e experimental), fornecendo um resultado estatístico. Em seguida, foi empregado o Método de Confiabilidade de Primeira Ordem (*First Order Reliability Method* - FORM) para avaliação da segurança de vigas em perfis formados a frio incorporando-se os coeficientes de ponderação das resistências e das ações das normas brasileira e americana. Comparando-se os valores dos índices fornecidos pelos três métodos aplicados, o método FORM e a Simulação de Monte Carlo forneceram valores bem próximos, confirmando a precisão do método FORM. Sobre os índices de confiabilidade, a combinação referente ao LSD (*Limit States Design*) não apresentou resultados satisfatórios em relação ao valor alvo de $\beta_0=3,0$, já que em todos os casos, o índice encontrado foi inferior ao valor pretendido. Por fim, concluiu-se que são necessários ajustes nos coeficientes de ponderação da resistência previstos em norma, conforme o tipo de seção e modo de falha; porém, faz-se necessário um refinamento destes resultados através da análise de mais dados.

Palavras chaves: estruturas; confiabilidade; perfis formados a frio; vigas em aço; flexão.

ABSTRACT

The structures must provide safety and good conditions of use, so that they will not break or fail or even cause discomfort to its occupants. The study of structural reliability is related to the assessment of the probability of violation of a limit state for a structural system. Thus, the objective of this work is to apply a methodology for the analysis of reliability indexes for cold formed members subjected to bending, designed in accordance with the Brazilian standard ABNT NBR 14762:2010 and the American standard AISI S100:2016. Firstly, a database of experimental results of some authors was elaborated for the limit state in question and the strengths were obtained for each model tested, using ABNT NBR 14762:2010. The model error (relation between the theoretical and the experimental values) is evaluated, providing a statistical result. Then, the First Order Reliability Method (FORM) was used to evaluate safety of cold formed sections incorporating the load factors and resistance factor of the Brazilian and American standards. Comparing the index values provided by the three methods used, the FORM method and the Monte Carlo Simulation provided similar values, confirming the precision of the FORM method. Regarding the reliability indices, the Limit State Design combination did not present satisfactory results in relation to the target value $\beta_0=3,0$, since in all cases, the index found was lower than the intended value. Finally, it was concluded that adjustments to the standard load factors are necessary, according to the type of section and failure mode; however, it is necessary to refine these results by analyzing more data.

Keywords: *structures; reliability; cold-formed steel members; steel beams; bending.*

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1	1
Introdução	1
1.1. Considerações iniciais	1
1.2. Objetivos	3
1.3. Metodologia	4
1.4. Estrutura do trabalho	4
CAPÍTULO 2	6
Princípios da Confiabilidade Estrutural	6
2.1. Projetos estruturais	6
2.2. Métodos para análise de confiabilidade	8
2.2.1. Problema básico da confiabilidade	8
2.2.2. Métodos analíticos e Simulação de Monte Carlo	12
2.2.2.1. Método do segundo momento e primeira ordem – FOSM	13
2.2.2.2. Método de confiabilidade de primeira ordem - FORM	15
2.2.2.3. Simulação de Monte Carlo – SMC	21
2.3. Dados estatísticos da resistência	22
2.3.1. Dados estatísticos do material e propriedades geométricas	24
2.3.2. Variabilidade do coeficiente profissional (Erro de modelo)	24
2.4. Variabilidade das ações	25
2.5. Função de estado-limite	26
CAPÍTULO 3	28
Perfis Formados a Frio	28
3.1. Generalidades	28
3.2. Breve histórico	30
3.3. Particularidades do comportamento mecânico	32
3.4. Barras submetidas à flexão simples	33
3.4.1. Introdução	33
3.4.2. Conceitos e critérios da resistência	34
3.4.2.1. Início de escoamento da seção efetiva	34
3.4.2.2. Flambagem lateral com torção	36
3.4.2.3. Flambagem distorcional	38
3.4.3. Método da Resistência Direta	39
3.4.3.1. Flambagem lateral com torção	44

3.4.3.2. Flambagem local _____	45
3.4.3.3. Flambagem distorcional _____	45
CAPÍTULO 4 _____	46
Análise de Resultados _____	46
4.1. Visão geral sobre o banco de dados experimental _____	46
4.2. Apresentação e análise dos resultados _____	50
4.2.1. Estatísticas do erro do modelo _____	51
4.2.2. Índice de confiabilidade e Probabilidade de falha _____	54
4.2.3. Fator de importância _____	62
4.2.4. Coeficiente de ponderação da resistência _____	70
4.3. Exemplo prático _____	84
CAPÍTULO 5 _____	86
Considerações Finais _____	86
5.1. Sugestões para trabalhos futuros _____	87
REFERÊNCIAS _____	88
APÊNDICE A – Banco de Dados de Resultados Teóricos _____	93
APÊNDICE B – Estatísticas do Erro do Modelo _____	103
APÊNDICE C – Probabilidade de Falha e Índice de Confiabilidade _____	108
APÊNDICE D – Dados Experimentais _____	111

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Função densidade de probabilidade $f_R(r)$ e $f_S(s)$ (adaptado de HALDAR E MAHADEVAN, 2000)	9
Figura 2. Conceito de estado-limite (adaptado de HALDAR E MAHADEVAN, 2000).	10
Figura 3. Região de integração para determinação da probabilidade de falha (adaptado de MELCHERS, 1999)	11
Figura 4. Classificação dos métodos de análise de confiabilidade	12
Figura 5. Definição do índice de confiabilidade β (adaptado da AISI S100:2016).	15
Figura 6. Representação gráfica do método FORM (adaptada de HASOFER e LIND, 1974).	16
Figura 7. Fluxograma do método FORM	20
Figura 8. Pontos na Simulação de Monte Carlo	22
Figura 9. Planilha para cálculo do índice de confiabilidade - FORM, FOSM e SMC	27
Figura 10. Processo contínuo de conformação: (a) e (b) Perfiladeira (c) e sequência de fabricação do perfil	29
Figura 11. Processo descontínuo de conformação: (a) Prensa dobradeira e (b) sequência de fabricação	29
Figura 12. Tubos com costura, conformação e solda	30
Figura 13. Estrutura em Light Steel Frame	31
Figura 14. Seções transversais de perfis estruturais individuais	32
Figura 15. Seções transversais de perfis tubulares	32
Figura 16. Instabilidade lateral com torção na viga (adaptada de SILVA e PANNONI, 2010)	36
Figura 17. Flambagem distorcional nos perfis U_e e Z_e	39
Figura 18. Representação dos modos de flambagem no perfil U_e	40
Figura 19. Discretização parcial de perfil formado a frio via MFF	41
Figura 20. Entrada de dados do CUFSM – Perfil U_e	42
Figura 21. Saída de dados do CUFSM – Perfil U_e	42
Figura 22. Saída de dados do CUFSM – Perfil $2U_e$	43
Figura 23. Planilha auxiliar para entrada de dados no CUFSM	44
Figura 24. Esquema de carregamento (JAVARONI, 1999)	47
Figura 25. Esquema de carregamento (YU e SCHAFER, 2003)	47
Figura 26. Esquema de carregamento (YU e SCHAFER, 2006)	48
Figura 27. Esquema de carregamento (JAVARONI e GONÇALVES, 2006)	48
Figura 28. Arranjo estrutural (YOUNG e HANCOCK, 2006)	49
Figura 29. Arranjo estrutural (WANG e YOUNG, 2018)	49
Figura 30. Distribuição de probabilidade correspondente a todos os dados para o MRD	51

Figura 31. Distribuição de probabilidade correspondente a todos os dados para o MSE _____	52
Figura 32. Distribuição de probabilidade pelo MSE correspondente às seções com flambagem local	52
Figura 33. Distribuição de probabilidade pelo MRD correspondente às seções com flambagem local _____	53
Figura 34. Distribuição de probabilidade pelo MRD correspondente às seções com flambagem distorcional _____	53
Figura 35. Gráfico de probabilidade pelo MRD correspondente à melhor distribuição para o caso de flambagem distorcional _____	54
Figura 36. Índice de confiabilidade – Combinação (1) para todos os dados pelo MRD _____	57
Figura 37. Índice de confiabilidade – Combinação (2) para todos os dados pelo MRD _____	58
Figura 38. Índice de confiabilidade – Combinação (1) para todos os dados pelo MSE _____	58
Figura 39. Índice de confiabilidade – Combinação (2) para todos os dados pelo MSE _____	59
Figura 40. Índice de confiabilidade – Combinação (1) (Local-MSE). _____	59
Figura 41. Índice de confiabilidade – Combinação (2) (Local-MSE). _____	60
Figura 42. Índice de confiabilidade – Combinação (1) (Local-MRD). _____	60
Figura 43. Índice de confiabilidade – Combinação (2) (Local-MRD). _____	61
Figura 44. Índice de confiabilidade – Combinação (1) (Distorcional-MRD). _____	61
Figura 45. Índice de confiabilidade – Combinação (2) (Distorcional-MRD). _____	62
Figura 46. Fatores de importância para todos dados pelo MRD _____	63
Figura 47. Fatores de importância para todos dados pelo MSE _____	63
Figura 48. Fatores de importância para os dados que sofrem flambagem local (MSE) _____	64
Figura 49. Fatores de importância para os dados que sofrem flambagem local (MRD) _____	64
Figura 50. Fatores de importância para os dados que sofrem flambagem distorcional (MRD) _____	65
Figura 51. Fatores de importância para perfis tipo U_e que sofrem flambagem local _____	66
Figura 52. Fatores de importância para perfis tipo U_e que sofrem flambagem distorcional _____	66
Figura 53. Fatores de importância para perfis tipo U que sofrem flambagem lateral por torção _____	67
Figura 54. Fatores de importância para perfis tipo Z_e que sofrem flambagem local _____	67
Figura 55. Fatores de importância para perfis tipo Z_e que sofrem flambagem distorcional _____	68
Figura 56. Fatores de importância para perfis tipo $2U_e$ que sofrem flambagem Distorcional _____	68
Figura 57. Fatores de importância para perfis tipo $2U$ que sofrem flambagem local _____	69
Figura 58. Fatores de importância para perfis tipo U_e que sofrem flambagem lateral por torção _____	69
Figura 59. Fatores de importância para perfis tipo Z_e que sofrem flambagem lateral por torção _____	70
Figura 60. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Todos -MRD) _____	71
Figura 61. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Todos -MSE)	71
Figura 62. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Todos -MRD) _____	72

Figura 63. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Todos -MSE)	72
Figura 64. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Local-MSE)	73
Figura 65. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Local-MSE)	73
Figura 66. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Local-MRD)	74
Figura 67. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Local-MRD)	74
Figura 68. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Distorcional-MRD)	75
Figura 69. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Distorcional-MRD)	75
Figura 70. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (U_e -Local)	76
Figura 71. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (U_e -Local)	76
Figura 72. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (U_e -Distorcional)	77
Figura 73. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (U_e -Distorcional)	77
Figura 74. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (U -FLT)	78
Figura 75. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (U -FLT)	78
Figura 76. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Z_e -Local)	79
Figura 77. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Z_e -Local)	79
Figura 78. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Z_e -Distorcional)	80
Figura 79. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Z_e -Distorcional)	80
Figura 80. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) ($2U_e$ -Distorcional)	81
Figura 81. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) ($2U_e$ -Distorcional)	81
Figura 82. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) ($2U$ -Local)	82
Figura 83. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) ($2U$ -Local)	82
Figura 84. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Z_e -FLT)	83
Figura 85. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Z_e -FLT)	83
Figura 86. Vãos e carregamentos	84
Figura 87. Dead load (Carga permanente)	84
Figura 88. Roof live load (Carga variável)	85

Figura A.1. Resultados teóricos calculados para perfis U e U_e , com base no MSE.....	93
Figura A.2. Resultados teóricos calculados para perfis U e U_e , com base no MSE.....	94
Figura A.3. Resultados teóricos calculados para perfis U e U_e , com base no MRD.....	95
Figura A.4. Resultados teóricos calculados para perfis U e U_e , com base no MRD.....	96
Figura A.5. Resultados teóricos calculados para perfis Z_e , com base no MSE.....	97
Figura A.6. Resultados teóricos calculados para perfis Z_e , com base no MSE.....	98
Figura A.7. Resultados teóricos calculados para perfis Z_e , com base no MRD.....	99
Figura A.8. Resultados teóricos calculados para perfis Z_e , com base no MRD.....	100
Figura A.9. Resultados teóricos calculados para perfis 2U e $2U_e$, com base no MSE.....	101
Figura A.10. Resultados teóricos calculados para perfis 2U e $2U_e$, com base no MRD.....	102
Figura B.1. Seções com perfil U_e - Flambagem Local	103
Figura B.2. Seções com perfil U_e – Flambagem Distorcional	103
Figura B.3. Seções com perfil U – Flambagem Lateral por Torção	104
Figura B.4. Seções com perfil Z_e – Flambagem Local.....	104
Figura B.5. Seções com perfil Z_e – Flambagem Distorcional	105
Figura B.6. Seções com perfil $2U_e$ – Flambagem Distorcional	105
Figura B.7. Seções com perfil 2U – Flambagem Local	106
Figura B.8. Seções com perfil $2U_e$ – Flambagem Lateral por Torção.....	106
Figura B.9. Seções com perfil Z_e – Flambagem Lateral por Torção	107
Figura C.1. Índice de confiabilidade para os perfis tipo U_e – Flambagem Local.....	108
Figura C.2. Índice de confiabilidade para os perfis tipo U_e – Flambagem Distorcional	108
Figura C.3. Índice de confiabilidade para os perfis tipo U – Flambagem Lateral por Torção	108
Figura C.4. Índice de confiabilidade para os perfis tipo Z_e – Flambagem Local	109
Figura C.5. Índice de confiabilidade para os perfis tipo Z_e – Flambagem Distorcional	109
Figura C.6. Índice de confiabilidade para os perfis tipo $2U_e$ – Flambagem Distorcional	109
Figura C.7. Índice de confiabilidade para os perfis tipo 2U – Flambagem Local.....	109
Figura C.8. Índice de confiabilidade para os perfis tipo Z_e – Flambagem Lateral por Torção	110
Figura D.1. Local buckling tests on cold-formed steel beams (YU e SCHAFER, 2003).....	111
Figura D.2. Distortional buckling tests on cold-formed steel beams (YU e SCHAFER, 2006).....	112
Figura D.3. Perfis de aço formados a frio submetidos à flexão: Análise teórico-experimental (JAVARONI, 1999).....	113
Figura D.4. Distortional buckling of simple lipped channel in bending (JAVARONI e GONÇALVES, 2006)	114
Figura D.5. Section moment capacity of cold-formed unlipped channels (YOUNG e HANCOCK, 2006)	114
Figura D.6. Behaviour and design of cold-formed steel built-up sections beams with different screw arrangements (WANG e YOUNG, 2018).....	115

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Dados estatísticos para os estados-limite estudados (ABNT NBR 14762:2010) _____	24
Tabela 2. Estatísticas das ações consideradas (GALAMBOS et al., 1982) _____	26
Tabela 3. Coeficiente de flambagem local k_1 para a seção completa em barras sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia _____	35
Tabela 4. Coeficiente de flambagem local k_1 para a seção completa em barras sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia _____	36
Tabela 5. Valores mínimos da relação D/b_w de seções U_e e Z_e sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia, para dispensar a verificação da flambagem distorcional _____	39
Tabela 6. Grupos de dados experimentais de barras submetidas à flexão simples _____	50
Tabela 7. Estatísticas do índice de confiabilidade e coeficiente profissional – Agrupamento (A) ____	54
Tabela 8. Estatísticas do índice de confiabilidade e coeficiente profissional – Agrupamento (B) ____	55
Tabela 9. Estatísticas do índice de confiabilidade e coeficiente profissional – Agrupamento (C) ____	56
Tabela 10. Valores dos coeficientes de ponderação γ _____	87

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AFOSM	<i>Advanced First Order Second Moment</i>
AISC	<i>American Institute of Steel Construction</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ASCE	<i>American Society of Civil Engineers</i>
ASD	<i>Allowable Stress Design</i> ou <i>Allowable Strength Design</i>
CUFSM	<i>Cornell University Finite Strip Method</i>
FLT	Flambagem Lateral com Torção
FORM	<i>First Order Reliability Method</i>
FOSM	<i>First Order Second Moment</i>
LSD	<i>Limit States Design</i>
LRFD	<i>Load and Resistance Factor Design</i>
MSE	Método da Seção Efetiva
MLE	Método da Largura Efetiva
MRD	Método da Resistência Direta
PFF	Perfil Formado a Frio
SMC	Simulação de Monte Carlo
SORM	<i>Second Order Reliability Method</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras latinas:

A	Área bruta da seção transversal da barra
A_{ef}	Área efetiva da seção transversal da barra
D	Ação permanente, do inglês <i>Dead load</i> Largura nominal do enrijecedor de borda
D_m	Valor médio da ação permanente
D_n	Ação permanente nominal
E	Módulo de elasticidade do aço
E_m	Média do módulo de elasticidade do aço
F_{AISI}	Força resistente nominal obtida com base na norma americana AISI
F_{MSE}	Força axial de compressão resistente nominal obtido pelo MSE
F_{MLE}	Força axial de compressão resistente nominal obtido pelo MLE
F_{MRD}	Força axial de compressão resistente nominal obtido pelo MRD
F_R	Função de distribuição cumulativa da variável R
F	Variável aleatória fator fabricação
F_m	Média do fator fabricação
K_x, K_y, K_z	Coefficientes de flambagem global
K_l	Coefficiente de flambagem local
L	Ação variável, do inglês <i>live load</i> Comprimento da barra
L_m	Valor médio da ação variável
L_n	Ação variável nominal
M	Variável aleatória fator material
M_m	Média do fator material
$N_{c,Rd}$	Força axial de compressão resistente de cálculo
$N_{c,Re}$	Valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global
$N_{c,Rk}$	Valor característico da força axial de compressão resistente

$N_{c,RI}$	Valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem local
$N_{c,Rdist}$	Valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem distorcional
N_{dist}	Força axial de flambagem distorcional elástica
N_e	Força axial de flambagem global elástica
N_l	Força axial de flambagem local elástica
F_{teo}	Força resistente teórica
F_{exp}	Força resistente obtida experimentalmente
P	Variável aleatória coeficiente profissional
P_m	Média do coeficiente profissional
P_f	Probabilidade de falha
S	Ações estruturais devido às cargas aplicadas
S_m	Valor médio da variável S
R	Resistência
R_m	Valor médio da variável R
R_n	Resistência nominal
V_P	Coefficiente de variação do fator profissional
V_M	Coefficiente de variação do fator material
V_F	Coefficiente de variação do fator fabricação
V_Q	Coefficiente de variação da variável S
V_R	Coefficiente de variação da variável R
\underline{X}	Vetor das variáveis básicas de projeto X_1, X_2, \dots, X_n
Y^*	Ponto de projeto no espaço das variáveis originais
b	Largura do elemento; dimensão plana do elemento sem as dobras
b_{ef}	Largura efetiva
b_f	Largura nominal da mesa
b_w	Largura nominal da alma
b_1, b_2	Larguras das abas de cantoneiras
f_u	Resistência à ruptura do aço na tração
f_y	Resistência ao escoamento do aço
f_{ya}	Resistência ao escoamento do aço modificada, considerando o trabalho a frio

$f_x(x)$	Função densidade de probabilidade da variável X
$f_R(r)$	Função densidade de probabilidade da variável R
$f_{R,S}(r, s)$	Função densidade de probabilidade conjunta das variáveis R e S
$f_S(s)$	Densidade de probabilidade da variável S
$g(\underline{X})$	Função de desempenho
k	Coefficiente de flambagem local do elemento
k_l	Coefficiente de flambagem local para a seção completa
$\ln(R)_m$	Valor médio da variável $\ln(R)$
$\ln(S)_m$	Valor médio da variável $\ln(S)$
$\ln\left(\frac{R}{S}\right)_m$	Valor médio da variável $\ln(R/S)$
n	Número de ensaios
t	Espessura da chapa ou do elemento
x^*	Coordenada no espaço original

Letras gregas:

$\Phi()$	Função de distribuição acumulada da variável normal padrão
Σ	Somatório
α_i	Cosseno diretor em relação ao eixo coordenado
β	Índice de confiabilidade
β_o	Índice de confiabilidade alvo
γ	Coefficiente de ponderação da resistência
γ_D	Coefficiente de ponderação da ação permanente
γ_L	Coefficiente de ponderação da ação variável
γ_g	Coefficiente de ponderação da ação permanente
γ_q	Coefficiente de ponderação da ação variável
λ_{dist}	Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional
λ_l	Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local
λ_p	Índice de esbeltez reduzido do elemento ou da seção completa
λ_o	Índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global
$\phi()$	Função densidade de probabilidade da distribuição normal padrão
ϕ	Coefficiente de ponderação da resistência da norma americana AISI

ν	Coefficiente de Poisson do aço, adotado igual a 0,3
χ	Fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global
χ_{dist}	Fator de redução do esforço resistente, associado à flambagem distorcional
μ	Média ou valor esperado
μ_g	Valor médio da função g
μ_R	Valor médio da variável R
μ_Q	Valor médio da variável Q
μ_{R-Q}	Valor médio da variável $R-Q$
μ_{X_i}	Valor médio da variável básica de projeto X_i
σ	Desvio padrão Tensão normal de compressão
σ_{cr}	Tensão crítica de flambagem elástica do elemento
σ_p	Desvio padrão da relação entre os resultados experimental e calculado da resistência;
σ_M	Desvio padrão que reflete incertezas das propriedades materiais;
σ_F	Desvio padrão que reflete incertezas geométricas.
σ_g	Desvio padrão da função g
σ_R	Desvio padrão da variável R
σ_S	Desvio padrão da variável S
σ_{R-S}	Desvio padrão da variável $R-S$
$\sigma_{\ln(R/S)}$	Desvio padrão da variável $\ln(R/S)$
σ^2	Variância
ψ	Fator de redução das ações, fator de combinação de ações.

CAPÍTULO 1

Introdução

1.1. Considerações iniciais

Os perfis formados a frio têm sido utilizados em diversos segmentos e representam uma solução vantajosa para diversos sistemas estruturais em aço, como resposta à rapidez e à economia exigidas pelo mercado, além do grande número de seções transversais obtidas, facilidade na montagem, obtenção de produções estruturais mais esbeltas e eficientes.

O dimensionamento adequado de uma estrutura pode ser entendido como a escolha correta do modelo estrutural a ser utilizado e dos perfis que formarão este sistema, buscando garantir sua segurança e sua capacidade de desempenhar a função à qual se destina de forma satisfatória, aliando sempre segurança, eficiência e economia. Existe a falsa impressão de que é possível projetar com completa segurança, se houver controle de todas as ações atuantes na estrutura. Porém, na etapa de projeto, surgem diversas incertezas associadas aos materiais, às ações atuantes, aos modelos de projeto e execução, possibilitando apenas projetar e construir estruturas que apresentem baixas probabilidades de ruína, ou seja, sempre existirá um risco de falha da estrutura. Assim, o dimensionamento deve estar de acordo com as normas, que se baseiam em um método de cálculo e na adoção de coeficientes para tratar as incertezas através da margem de segurança. “A conformidade com a norma assegura para a sociedade que existe uma chance pequena, mas aceitável, que um mau funcionamento da estrutura ocorra” (GALAMBOS *et al.*, 1982).

O AISI (*American Iron and Steel Institute*) e o AISC (*American Institute of Steel Construction*) iniciaram um projeto de pesquisa em 1969 para desenvolver uma especificação de cálculo de estruturas de aço usando princípios da teoria da confiabilidade para tratar incertezas nas cargas e na resistência estrutural. O novo formato adotado nas normas norte-americanas passou a ser conhecido como LRFD (*Load Resistance Factor Design*) e representou a primeira tentativa, nos Estados Unidos, de implementar racionalmente conceitos probabilísticos no contexto de um moderno código de projeto estrutural em estados-limite.

Ellingwood *et al.* (1980) desenvolveram um novo critério para as normas americanas, baseado no método dos estados-limite. Os critérios contidos nesse novo formato, onde a sollicitação é entendida como um somatório de efeitos de carregamento e os coeficientes

parciais de segurança foram introduzidos, sendo um coeficiente para cada uma das ações e um coeficiente para a resistência do elemento estrutural, consideravam que a falha estrutural acontecia quando ultrapassada uma condição limite.

Tendo em vista o seu aperfeiçoamento, foram introduzidos conceitos de probabilidade, o que permitiu a abordagem da segurança em estruturas não só de forma quantitativa, mas também, qualitativa, o que resultou no desenvolvimento de critérios semiprobabilísticos e conseqüentemente, na formulação do método dos estados-limite. Esse substituiu o método anterior nas aplicações estruturais, proporcionando mais informações sobre a influência das diferentes variáveis aleatórias no desempenho estrutural.

A partir do final da década de 1980, houve a introdução no Brasil do Método dos Estados-Limite, aplicável às estruturas de aço, com a publicação da ABNT NBR 8800:1986 para perfis formados a frio. Em 2010, passou a vigorar uma revisão desta norma com a denominação de “Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio: Procedimento”.

A avaliação da confiabilidade tem exercido importante papel na engenharia estrutural, já que cresce cada vez mais a busca por estruturas com melhor desempenho, menor custo e mínima chance de falha. Alguns trabalhos relacionados à aplicação da teoria de confiabilidade estrutural em normas de projeto de PFF têm sido desenvolvidos no Brasil, tais como Pimenta (2008), Bolandim (2011), Sily (2012), Brandão (2012) e Alves (2014) que analisaram diferentes aspectos da utilização da teoria da confiabilidade a estruturas de aço.

Pimenta (2008) desenvolveu recomendações para cálculo e projeto de estruturas com perfis de alma senoidal, para representar adequadamente seu comportamento sob os diversos estados-limite, já que o uso desse tipo de perfil tem crescido nos últimos anos. Os modelos propostos basearam-se numa adaptação da norma ABNT NBR 8800:2008 e, em alguns casos, da norma ANSI/AISC 360-05. Adicionalmente, foi abordada a avaliação da segurança das vigas projetadas conforme um procedimento que incorpora os modelos de cálculo propostos e os coeficientes de ponderação das resistências e das ações das normas brasileira e estadunidense.

Bolandim (2011) apresentou uma investigação de modelos analíticos de previsão da força de tração resistente para ligações parafusadas em chapas finas e em PFF, de acordo com quatro especificações de projeto (ABNT NBR 14762:2010, AISI S100:2007, AS/NZS 4600:2005 e EUROCODE 3 Parte1.3:2006). Dessa forma, a análise de erro de modelo consistiu na obtenção das probabilidades do erro de modelo, para que testes de aderência

pudessem ser então aplicados de modo satisfatório, validando funções teóricas de distribuição de probabilidades para a representação da informação estatística dessa variável aleatória.

Sily (2012) obteve, pela simulação de Monte Carlo, a distribuição de probabilidade da força axial de compressão resistente em PFF utilizando as normas brasileira e norte-americana para três tipos distintos de seções transversais: U, U enrijecido e S enrijecido.

Brandão (2012) aplicou um procedimento para análise de confiabilidade estrutural de barras e ligações em PFF, projetadas segundo a norma brasileira ABNT NBR 14762:2010. Foram calculados coeficientes de ponderação da resistência com o emprego do método de confiabilidade de primeira ordem e segundo momento (FOSM). Para obtenção das estatísticas da relação entre a resistência medida ou ensaiada e a prevista pelas equações de projeto, foram analisados mais de 2.400 resultados de ensaios experimentais de vários pesquisadores.

Alves (2014) avaliou a confiabilidade estrutural de ligações soldadas e parafusadas em PFF, cujos projetos seguem a norma brasileira ABNT NBR 14762:2010. Os métodos de confiabilidade de primeira ordem e segundo momento (FOSM) e o de primeira ordem (FORM) foram empregados para obtenção de índices de confiabilidade. Os dados estatísticos utilizados para este trabalho foram obtidos a partir de dados disponíveis das propriedades mecânicas do material, das propriedades geométricas e da relação entre resistência nominal e ensaios experimentais em ligações.

1.2. Objetivos

O objetivo deste trabalho é analisar a segurança de barras em perfis formados a frio submetidas à flexão, incorporando os coeficientes de ponderação das ações e das resistências fornecidos em norma, e verificar se conduzem a níveis de confiabilidade especificados como índices de confiabilidade alvo, pelo método FORM e comparando com o FOSM e Simulação de Monte Carlo.

Os objetivos específicos deste trabalho são:

- determinar e descrever os parâmetros estatísticos fundamentais das variáveis aleatórias envolvidas no problema;
- calcular os índices de confiabilidade para os casos de flambagem local, distorcional e flambagem lateral com torção;
- propor opções de ajustes de coeficientes de ponderação da resistência conforme o tipo de seção e os modos de falha, com base num determinado nível de segurança requerido.

1.3. Metodologia

No presente trabalho, foi elaborado primeiramente um banco de dados de resultados experimentais de alguns autores¹, para barras submetidas à flexão simples. As equações do estado-limite de flexão estão prescritas nos itens 9.8 e C.4 da ABNT NBR 14762:2010. Apesar da diferença dos formatos de norma, as equações de flexão são essencialmente as mesmas entre as normas ABNT NBR 14762:2010 e AISI S100:2016. Foram obtidas as forças resistentes teóricas para cada um dos protótipos do banco de dados e, em seguida, os dados estatísticos da variável erro do modelo.

Os parâmetros estatísticos que caracterizam as incertezas do material, geométricas e das ações, foram obtidos de Galambos *et al.* (1982), Hsiao (1989), além das normas ABNT NBR 14762:2010 e AISI S100:2016.

Para obtenção dos índices de confiabilidade (β), foram empregados os métodos de confiabilidade de primeira ordem FORM (*First Order Reliability Method*) e FOSM (*First Order Second Moment*) utilizando-se as combinações de ações $1,2D_n+1,6L_n$ (AISI S100:2016) e $1,25D_n+1,5L_n$ (ABNT NBR 14762:2010) e o coeficiente de ponderação da resistência, γ igual a 1,10 especificado pela ABNT NBR 14762:2010. A simulação de Monte Carlo foi utilizada para validar os resultados obtidos por meio dos métodos analíticos.

Os resultados foram comparados com os índices de confiabilidade alvo, $\beta_0=2,5$, da calibração da norma americana (AISI S100-LRFD:2016) e $\beta_0=3,0$ (AISI S100-LSD:2016). O estudo concentrou-se nos índices de confiabilidade calculados que contempla a razão L_n/D_n , numa faixa entre 3 e 5.

1.4. Estrutura do trabalho

Os fundamentos teóricos desta dissertação e seus resultados serão apresentados nos próximos capítulos e apêndices.

O presente capítulo apresenta uma breve introdução acerca do papel da confiabilidade estrutural em normas de projeto, além de uma visão geral do trabalho desenvolvido, apresentando os objetivos e a metodologia utilizada.

No Capítulo 2 são apresentados uma introdução à confiabilidade estrutural, os métodos de análise da confiabilidade, as estatísticas das variáveis básicas das propriedades mecânicas do material, das propriedades geométricas e das ações. No Capítulo 3 são

¹ Yu e Schafer (2003); Javaroni (1999); Javaroni e Gonçalves (2006); Young e Hancock (2006); Yu e Schafer (2006); Wang e Young (2018).

apresentadas algumas considerações sobre os PFF e diretrizes para o dimensionamento de barras fletidas nesse tipo de material. No Capítulo 4 é apresentado o banco de dados utilizado, abordando a referência de cada conjunto de dados e os resultados das estatísticas do coeficiente profissional. Também, trata da avaliação da confiabilidade e dos resultados da calibração, representados pelo coeficiente de ponderação da resistência correspondente ao estado-limite estudado. São apresentados ainda, os resultados das estatísticas do erro do modelo (coeficiente profissional) e um exemplo prático para ilustrar a correspondência entre a análise de confiabilidade e o dimensionamento estrutural. Por fim, no Capítulo 5 apresentam-se as conclusões obtidas e as sugestões para trabalhos futuros.

No Apêndice A é apresentada a planilha desenvolvida em EXCEL[®] para o dimensionamento das vigas à flexão para os dados utilizados, pelo MSE e pelo MRD. No Apêndice B são apresentados os histogramas correspondentes às estatísticas de erro do modelo, por tipo de perfil e modo de falha. No Apêndice C são apresentados os gráficos de probabilidade de falha e dos índices de confiabilidade correspondentes ao agrupamento por tipo de perfil e modo de falha e no Apêndice D são apresentados os dados experimentais dos trabalhos utilizados.

CAPÍTULO 2

Princípios da Confiabilidade Estrutural

2.1. Projetos estruturais

O conceito de segurança estrutural concilia os aspectos qualitativo e quantitativo. Qualitativamente avalia-se se uma estrutura é segura; enquanto quantitativamente, tenta-se atribuir um valor ao grau de segurança. Sob o aspecto qualitativo, uma estrutura é segura se ela é capaz de suportar todas as solicitações, desde a fase de construção até o final de sua vida útil, sem sofrer ruína. Neste caso, as solicitações (ações) são as fontes externas que criam esforços internos e deformam a estrutura, como o peso próprio dos elementos estruturais e de construção, a ação do vento, os efeitos da temperatura, recalques de apoio, circulação de veículos ou pessoas, etc. Uma estrutura não deve ter deformações ou deslocamentos excessivos, trincas, desequilíbrio ou ruína durante sua vida útil, ou seja, não deve apresentar falhas que prejudiquem a utilização para a qual foi planejada. Em relação ao aspecto quantitativo, a maior dificuldade é definir a segurança que uma estrutura oferece.

O princípio da confiabilidade estrutural consiste na análise da probabilidade de violação de um estado-limite de um grupo estrutural, que é a situação extrema relativa ao colapso. Ao ser submetido a um conjunto de cargas, o comportamento da estrutura dependerá do tipo de carga e de sua intensidade bem como da resistência da estrutura. Os requisitos para que o desempenho de uma estrutura seja considerado adequado, incluem a segurança em relação ao colapso ou falha sem atingir certo limite. Cada um desses limites ou requisitos é considerado um *estado-limite* e podem ser classificados como estados-limite últimos ou estados-limite de serviço.

A ocorrência de estados-limite últimos determina a paralisação, total ou parcial, do uso da construção, pois representam o colapso ou a ruína da estrutura. Ou seja, são aqueles estados-limite associados à segurança por corresponderem ao esgotamento da capacidade portante da estrutura. Sua probabilidade de ocorrência deve ser muito pequena, pois pode resultar em perdas humanas ou materiais e sua verificação é obrigatória. Esses estados-limite podem ser devidos à perda da capacidade de sustentação por parte dos elementos, ruptura de seções, por ter sido excedida a resistência do material ou pela perda de equilíbrio de parte ou de todo sistema estrutural, ocasionado por: tombamento, deslizamento; colapso da estrutura –

transformação da estrutura original em parcial ou totalmente hipostática, por plastificação; perda da estabilidade de parte ou de todo o sistema estrutural, por deformação; propagação de um colapso progressivo ou falta de integridade da estrutura; grandes deformações; fissurações que provoquem mudança de geometria e demandem substituição da estrutura.

Os estados-limite de serviço são relacionados à capacidade da estrutura desempenhar de forma adequada as funções a ela atribuídas, ou seja, à suspensão do seu uso normal, além dos danos e deterioração da mesma. Sua ocorrência pode prejudicar a aparência e a funcionalidade, causar desconforto aos ocupantes da edificação e ainda, pode causar danos a equipamentos e aos elementos de acabamento, o que pode comprometer a durabilidade da estrutura. Exemplos: flechas ou rotações; danos locais em excesso, fissurações, rachaduras, corrosões, escoamentos ou deslizamentos que afetam a aparência, a utilização ou durabilidade da estrutura e por vibrações excessivas. Para assegurar, com um nível admissível de probabilidade que a estrutura não atingirá um estado limite, durante a fase de construção ou durante sua vida útil, determinam-se as ações, ou suas combinações, cujos efeitos possam conduzir a estrutura a um estado limite e procura-se garantir que esses efeitos não sejam superiores à sua capacidade resistente. O objetivo da confiabilidade estrutural é resumido por Diniz (2006):

Assegurar o evento ($R > S$) durante toda a vida útil da estrutura. Porém, segurança pode ser estabelecida somente em termos da probabilidade $P(R > S)$. Essa probabilidade, portanto, representa uma medida da confiabilidade do componente estrutural (ou da estrutura); a probabilidade do evento complementar ($R < S$) é a correspondente medida da não-confiabilidade, isto é, da falha.

Projetar bem uma estrutura torna-se uma tarefa complicada pela quantidade de sistemas estruturais encontrados e pelo número de parâmetros nos modelos de cálculo, surgindo assim, diversas indefinições a serem analisadas. Além destas, outras incertezas aparecem e dificultam o processo, como a resistência ao escoamento do aço, o módulo de elasticidade do material, o comprimento das barras, entre outros, no caso dos perfis formados a frio. “Estimativas e previsões são sempre necessárias para esses tipos de problemas, e incertezas são inevitáveis pela simples razão de que as informações relativas aos problemas de engenharia são invariavelmente incompletas” (ANG e TANG, 1990). Assim, a resistência “ R ” e a solicitação “ S ”, não podem ser determinadas de forma exata, o que leva a serem descritas e modeladas como variáveis aleatórias. Conseqüentemente, a segurança para estruturas reais só pode ser estabelecida em termos probabilísticos.

Sistemas estruturais podem falhar ao desempenhar as funções para as quais foram projetados, pois o risco está geralmente implícito nesses sistemas. A forma mais simples de

tratar as incertezas e controlar o risco de falha é a adoção de coeficientes de segurança, que são definidos por normas e especificações técnicas, fundamentais na busca de uma uniformidade e representam o conhecimento e experiência dos engenheiros ao longo da história.

2.2. Métodos para análise de confiabilidade

2.2.1. Problema básico da confiabilidade

O objetivo principal da engenharia estrutural é assegurar que a estrutura atenda aos requisitos básicos de sua função sem entrar em colapso ou deformar/vibrar excessivamente, respeitando as condições econômicas.

A Figura 1 mostra um caso no qual se consideram apenas duas variáveis: “ S ” representa a demanda sobre o sistema, como as cargas na estrutura, e “ R ”, relacionada com a capacidade do sistema, por exemplo, resistência da estrutura. Tanto S como R são variáveis aleatórias. Os parâmetros dessas variáveis aleatórias são suas médias, μ_S e μ_R , e os seus respectivos desvios-padrão, σ_S e σ_R . Suas funções densidade de probabilidade podem ser representadas por $f_S(s)$ e $f_R(r)$, respectivamente. A probabilidade de falha depende, sobretudo, dos seguintes fatores:

a) **posição relativa das curvas:** à medida que as duas curvas se afastam, reduzindo a área de interseção, a probabilidade de falha diminui. A posição relativa das duas curvas é representada pelas médias μ_S e μ_R das duas variáveis;

b) **dispersão das curvas:** se as dispersões de ambas as curvas são reduzidas, ou seja, se elas forem estreitas, a área de sobreposição e a probabilidade de falha também são pequenas; a dispersão é caracterizada pelos desvios-padrão σ_S e σ_R das duas variáveis; assim, quanto maior for a qualidade dos materiais empregados na obra, bem como a habilidade da mão de obra executora, menores serão os desvios-padrão e, conseqüentemente, as curvas serão mais delgadas e a área de sobreposição será reduzida;

c) **formas das curvas:** as formas podem ser representadas pelas funções densidade de probabilidades $f_S(s)$ e $f_R(r)$.

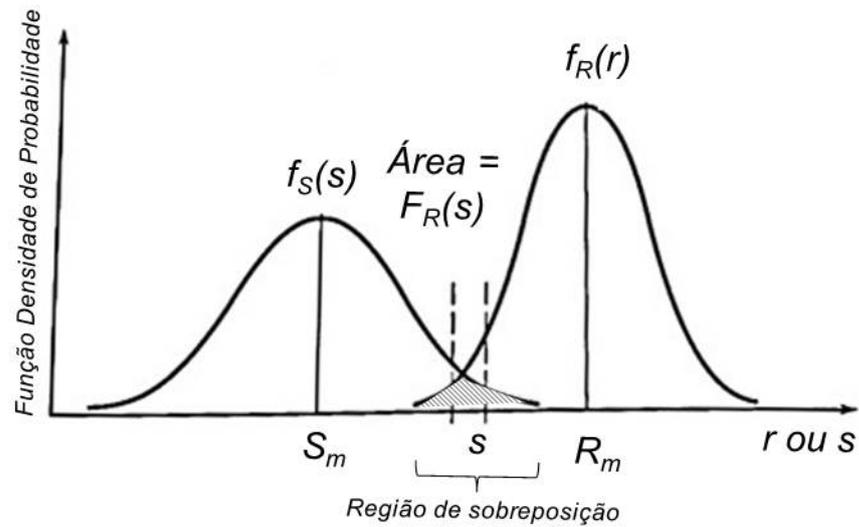


Figura 1. Função densidade de probabilidade $f_R(r)$ e $f_S(s)$ (adaptado de HALDAR E MAHADEVAN, 2000)

Como já citado anteriormente, a análise da confiabilidade só é possível em termos probabilísticos $P(R > S)$. Essa probabilidade indica a medida real da confiabilidade do sistema e deve ser medida em termos de probabilidade de falha, como exposto a seguir:

$$P_f = P(\text{falha}) = P(R < S) \quad (1)$$

Essa probabilidade pode ser calculada pela integração da função densidade de probabilidade conjunta das variáveis aleatórias envolvidas. No caso de variáveis aleatórias independentes tem-se:

$$P_f = \int_0^{\infty} \left[\int_0^s f_R(r) dr \right] f_S(s) ds = \int_0^{\infty} F_R(s) f_S(s) ds \quad (2)$$

onde, $F_R(s)$ é a função distribuição acumulada de R avaliada no ponto s . A Equação (2) estabelece que quando a carga $S = s$, a probabilidade de falha é $F_R(s)$ e como a carga é uma variável aleatória, a integração deve ser realizada para todos os valores possíveis de S , com suas respectivas possibilidades representadas pela função densidade de S . A Equação (2) representa a equação básica do conceito de projeto baseado em uma análise probabilística. O fato de que nem sempre a distribuição acumulada de R ou a função densidade de S são disponíveis de forma evidente, cria dificuldade na aplicação de tal equação.

O primeiro passo para a avaliação da confiabilidade ou probabilidade de falha de uma estrutura é escolher critérios de desempenho da estrutura e os parâmetros de solicitações e resistências relevantes para o problema (HALDAR E MAHADEVAN, 2000). Assim, no lugar

das variáveis S e R haverá um vetor de variáveis básicas X , composto pelas variáveis aleatórias X_i . É necessário conhecer as relações funcionais entre as variáveis que correspondem a um determinado critério de desempenho. Essa relação é chamada função desempenho e pode ser escrita matematicamente como:

$$g(\underline{X}) = g(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (3)$$

onde, $X = (X_1, X_2, \dots, X_n)$ é um vetor de variáveis de cálculo do sistema.

A chamada **superfície de falha**, ou função de estado-limite de interesse, pode ser definida no estado-limite onde $g(\underline{X}) = 0$. Essa é a fronteira entre as regiões de segurança e de falha no espaço dos parâmetros de projeto e, também, representa o estado além do qual o sistema de engenharia não é mais capaz de desempenhar a função para a qual foi projetado (ALVES, 2014).

Na Figura 2 estão representados o estado-limite e as regiões segura e de falha, onde, por simplicidade, R e S são as variáveis aleatórias consideradas no projeto.

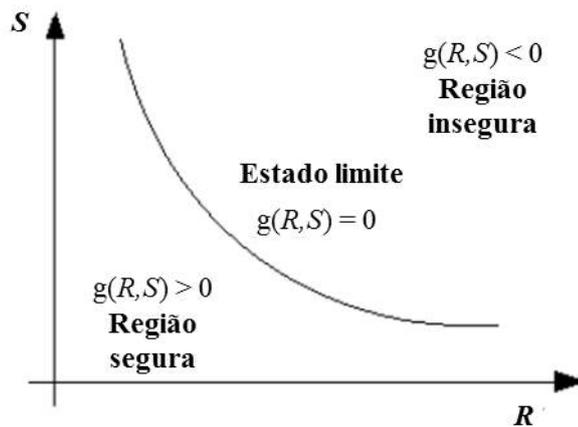


Figura 2. Conceito de estado-limite (adaptado de HALDAR E MAHADEVAN, 2000).

Na Figura 3 são apresentadas as funções densidade marginais f_R e f_S para R e S , respectivamente, juntamente com a função densidade bivariada $f_{R,S}(r,s)$.

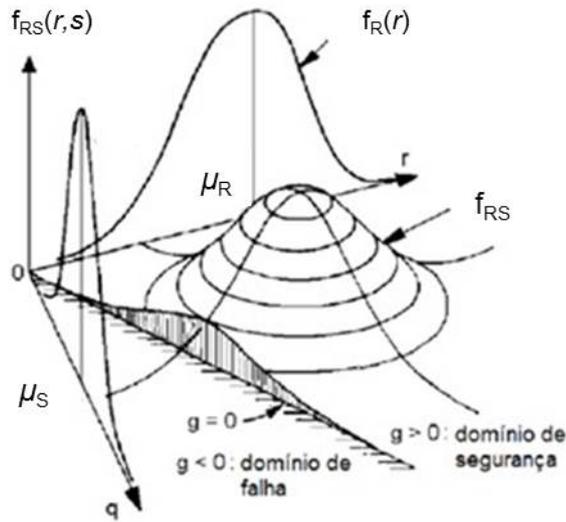


Figura 3. Região de integração para determinação da probabilidade de falha (adaptado de MELCHERS, 1999)

Um estado-limite pode ser uma função explícita ou implícita das variáveis aleatórias básicas e pode ser uma função simples ou complexa. No desenvolvimento de métodos de análise de confiabilidade estrutural a equação do estado-limite é uma parte relevante.

Usando a Equação (3), pode-se estabelecer que a falha ocorre quando $g(\underline{X}) < 0$. Portanto, na Equação (4) a probabilidade de falha p_f é dada pela integral:

$$p_f = \int \dots \int_{g(\underline{X}) < 0} f_X(x_1, x_2, \dots, x_n) dx_1 dx_2 \dots dx_n \quad (4)$$

onde,

$f_X(x_1, x_2, \dots, x_n)$ é a função densidade de probabilidade conjunta para as variáveis básicas X_1, X_2, \dots, X_n e a integração é realizada na região de falha, isto é, onde $g(\underline{X}) < 0$. A distribuição conjunta pode ser substituída pelo produto das funções densidade individuais na integral, se as variáveis básicas forem estatisticamente independentes.

A Equação (4) é a equação fundamental da análise de confiabilidade. Em geral, a distribuição de probabilidades conjunta é muito difícil de ser obtida. Haldar e Mahadevan (2000) dizem que mesmo que esta informação estivesse disponível, seria extremamente complicado avaliar a integral múltipla da Equação (4). Assim, utilizar aproximações analíticas para as distribuições normais equivalentes, seria uma boa alternativa prática.

Os métodos podem ser divididos em dois grupos: aqueles baseados em expansões em séries de Taylor e aqueles baseados na geração de amostras sintéticas (Simulações de Monte Carlo). Na primeira categoria, podem ser encontrados métodos que procuram estimar a

confiabilidade com momentos de baixa ordem (normalmente médias e covariâncias) das respostas estruturais. A estimativa da confiabilidade de uma estrutura por esses métodos deve recorrer a várias hipóteses básicas, tais como a normalidade das variáveis analisadas. Além desses, também podem ser encontrados métodos que procuram estimar as funções densidade de algumas variáveis relevantes. Segundo Hurtado e Alvarez (2003), dessa maneira a estimativa da confiabilidade poderia ser conseguida sem maiores dificuldades. Em outro extremo, existe a categoria dos métodos baseados em Simulações de Monte Carlo, que podem ser considerados métodos diretos, pois geralmente usam programas computacionais para calcular as variáveis de resposta estrutural. A Figura 4 mostra essa classificação dos métodos disponíveis para análises de confiabilidade.



Figura 4. Classificação dos métodos de análise de confiabilidade

Vale destacar que, no presente trabalho, o método FOSM foi utilizado para comparar os resultados com os demais métodos de confiabilidade estrutural por ser o método utilizado na calibração da norma americana. Já a Simulação de Monte Carlo foi utilizada para comparação por apresentar, comprovadamente, valores muito próximos aos do FORM.

2.2.2. Métodos analíticos e Simulação de Monte Carlo

Como o cálculo da probabilidade de falha p_f pela Equação (4) geralmente é bastante complexo, tornou-se necessário facilitar os cálculos probabilísticos, com o desenvolvimento de métodos analíticos simplificados, como o FOSM e o FORM, que viabilizam o cálculo evitando a integração numérica. Estes métodos envolvem transformações do espaço original das variáveis aleatórias do problema (vetor X), com suas respectivas distribuições de probabilidade, para o espaço normal padrão no qual as variáveis aleatórias (vetor Y), com distribuição normal padrão, possuem média nula e desvios-padrão unitários, favorecendo os cálculos probabilísticos.

O método de confiabilidade de primeira ordem – FORM (*First Order Reliability Method*), inicialmente foi utilizado como uma primeira aproximação. Originalmente denominado método avançado de primeira ordem e segundo momento – AFOSM (*Advanced*

First Order Second-Moment Method) é derivado do método de primeira ordem e segundo momento – FOSM (*First Order Second-Moment Method*).

No método FOSM, que é a base dos demais métodos, a equação de estado limite é aproximada por uma função linear, e a transformação estatística para a construção de $f_x(x)$ limita-se aos momentos de até segunda ordem, ou seja, média e desvio padrão. A representação das variáveis aleatórias apenas por seus momentos de até segunda ordem é o mesmo que considerá-las com distribuição normal, o que é limitante na resolução de problemas práticos. Nele, toda a informação estatística sobre as variáveis aleatórias é utilizada, incluindo distribuições estatísticas quaisquer, assim como coeficientes de correlação entre pares de variáveis e o domínio de integração da Equação (4) é aproximado por uma função linear.

No FORM, toda a informação estatística a respeito das variáveis aleatórias do problema é utilizada, ou seja, além da média e desvio padrão, é usada a distribuição de probabilidade bem como os coeficientes de correlação. Vale destacar que ainda se faz uma aproximação linear da função de falha do domínio de integração na equação.

A Simulação de Monte Carlo (SMC) é uma técnica que pode ser utilizada para gerar resultados numericamente sem a necessidade de realizar a simulação física do fenômeno. Podem ser utilizados resultados de testes prévios, ou outras informações, para estabelecer as distribuições de probabilidade dos parâmetros do problema. Esta informação, segundo Ang e Tang (1990), é utilizada para gerar amostras de dados numéricos.

2.2.2.1. Método do segundo momento e primeira ordem – FOSM

Das variáveis aleatórias escolhidas para a análise, o FOSM utiliza os dois primeiros momentos (média e variância). Apenas as médias, S_m e R_m e os desvios-padrão, σ_S e σ_R , são conhecidos. Com estes dados, uma medida relativa de segurança pode ser obtida utilizando o índice de confiabilidade, β .

De acordo com Hsiao (1989), dado que a distribuição de probabilidade exata do efeito de carga, S , e da resistência, R , não é conhecida, é apropriado assumir que estas variáveis seguem uma distribuição de probabilidade lognormal e são estatisticamente independentes. Logo, as seguintes transformações são definidas pela Equação (5):

$$\begin{aligned} X &= \ln(R) \\ Y &= \ln(S) \end{aligned} \tag{5}$$

As Equações (5) podem ser generalizadas para n variáveis aleatórias, cuja forma geral

é $Z = g(X_1, X_2, \dots, X_n)$, onde X_1 e X_2 são variáveis aleatórias. Uma expansão em série de Taylor da função desempenho $g(X_1, X_2, \dots, X_n)$ em torno da média resulta na Equação (6):

$$Z = g(\mu_{X_1}, \mu_{X_2}, \dots, \mu_{X_n}) + \sum_{i=1}^n (X_i - \mu_{X_i}) \frac{\partial g}{\partial X_i} + \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n (X_i - \mu_{X_i})(X_j - \mu_{X_j}) \frac{\partial^2 g}{\partial X_i \partial X_j} \quad (6)$$

Utilizando a Equação (6) nos termos lineares, obtém-se a aproximação de primeira ordem da média e variância na Equação (7):

$$\begin{aligned} X_m &= \ln(R_m) \\ Y_m &= \ln(S_m) \end{aligned} \quad (7)$$

A variância de X com base na aproximação de primeira ordem é obtida pela diferenciação da média, X_m , em relação à média da resistência, R_m pela Equação (8):

$$\sigma_x^2 = \left[\frac{d}{dR} (\ln(R_m)) \right] \sigma_R^2 \rightarrow \sigma_x^2 = \left[\frac{1}{R_m} \right]^2 \sigma_R^2 = V_R^2 \quad (8)$$

onde, V_R é o coeficiente de variação da resistência. Da mesma forma, pode-se mostrar que a variância de Y é também igual ao quadrado do coeficiente de variação do efeito de carga, isto é, $\sigma_Y^2 = V_R^2$.

A média da função de falha, Z_m , em termos da média da resistência e do efeito de carga é definida na Equação (9):

$$Z_m = \ln(R_m) - \ln(S_m) = \ln\left(\frac{R_m}{S_m}\right) \quad (9)$$

Um evento de falha pode ser definido como o estado no qual $R < S$, ou $g(\underline{X}) = R - S$. Portanto, a probabilidade de falha pode ser definida como $P_f = P[g(\underline{X}) < 0]$. Uma vez que, o efeito da carga, S , e a resistência, R , são de distribuições lognormal, e $\ln(R)$ e $\ln(S)$ serão de distribuição normal, a função de falha, Z , também é distribuída normalmente. A probabilidade de falha, P_f , é expressa na Equação (10):

$$P_f = P[Z \leq 0] = 1 - \Phi\left(\frac{Z_m}{\sigma_z}\right) \quad (10)$$

onde, o desvio padrão de z , $\sigma_z \cong \sqrt{V_R^2 + V_S^2}$. O termo $\Phi(z)$ representa a área sob a curva da distribuição normal até o valor de z . Substituindo a Equação (9) na Equação (10), tem-se a Equação (11):

$$P_f = 1 - \Phi\left(\frac{\ln\left(\frac{R_m}{S_m}\right)}{\sqrt{V_R^2 + V_S^2}}\right) = 1 - \Phi(\beta) \quad (11)$$

onde $\Phi(\cdot)$ é a função distribuição acumulada da variável normal padrão.

Deste modo, o índice de confiabilidade, tal como estabelecido por Hsiao (1989), de acordo com a aproximação de primeira ordem, é expresso na Equação (12):

$$\beta = \frac{\ln\left(\frac{R_m}{S_m}\right)}{\sqrt{V_R^2 + V_S^2}} \quad (12)$$

O índice de confiabilidade β constitui uma medida relativa da segurança do projeto, onde o mais confiável será o que tiver maior valor de β , quando se comparam dois ou mais projetos. É possível determinar as confiabilidades relativas de vários projetos mediante o esquema ilustrado na Figura 5.

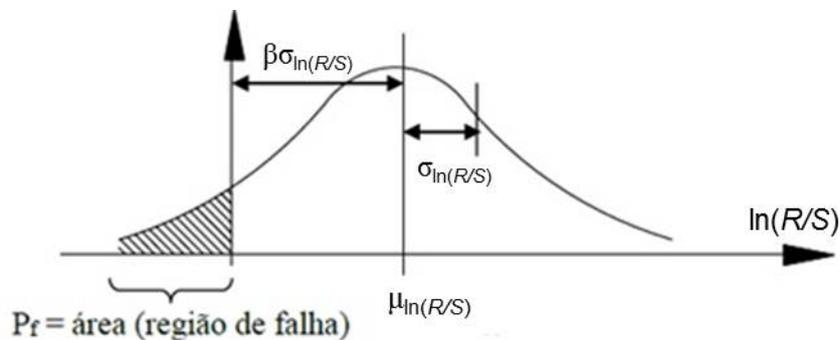


Figura 5. Definição do índice de confiabilidade β (adaptado da AISI S100:2016).

Pela curva de distribuição para $\ln(R/S)$ mostrada na Figura 5, observa-se que um estado-limite é atingido quando $\ln(R/S) \leq 0$. Ou seja, a área abaixo da curva $\ln(R/S) \leq 0$ é a probabilidade de violação do estado-limite.

2.2.2.2. Método de confiabilidade de primeira ordem - FORM

Como já dito, neste método toda a informação estatística a respeito das variáveis aleatórias do problema é utilizada, ou seja, além da média e desvio padrão, é usada a distribuição de probabilidade bem como os coeficientes de correlação. Segundo Alves (2014), vale destacar que ainda é feita uma aproximação linear da função de falha do domínio de integração na Equação (4).

No FORM, as variáveis aleatórias (X) referentes ao espaço de projeto X , cujas distribuições estatísticas de probabilidade são quaisquer (diferentes ou não da distribuição normal) dependentes ou não entre si, são transformadas, da mesma forma que no método FOSM, em variáveis aleatórias (Y) normais padrão estatisticamente independentes, segundo os trabalhos de Beck e Souza Jr. (2010) e Sagrilo (1994).

Em função das variáveis normais padrão Y como $g(Y)$ e a superfície de falha $g(Y) = 0$,

a equação de estado-limite $G(X)$ é reproduzida e aproximada por um hiperplano no ponto de projeto Y^* . A distância entre Y^* e a origem representa o índice de confiabilidade do sistema.

Com isso, a probabilidade de falha pode ser calculada facilmente por:

$$p_f = \Phi(-\beta) \quad (13)$$

onde, β é a distância do ponto Y^* até a origem e é definido na Equação (14), como:

$$\beta = \|Y^*\| \quad (14)$$

Temos, na Equação (15) que:

$$Y^* = -\alpha\beta \quad (15)$$

$$g(Y) = \beta - \sum \alpha_i \beta_i$$

onde α é o vetor normal à superfície de falha no ponto de projeto.

O método calcula a probabilidade de falha de forma aproximada e dependendo da forma da função $g(Y)$ no espaço das variáveis reduzidas. Quando $g(Y)$ for convexa em torno do ponto de projeto, esta aproximação será a favor da segurança, caso contrário, será contra a segurança.

A obtenção da confiabilidade pelo método FORM é mostrada na Figura 6. Neste método, é indispensável o processo de transformação das variáveis aleatórias para o espaço normal padrão, bem como a busca do ponto de projeto. As principais dificuldades do método são a busca pelo ponto de projeto Y^* e a transformação das variáveis em variáveis normais padrões.

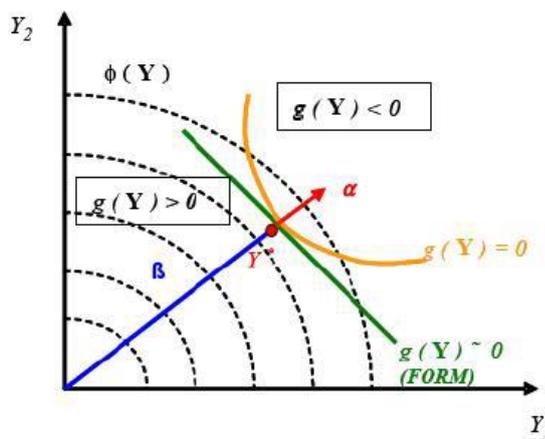


Figura 6. Representação gráfica do método FORM (adaptada de HASOFER e LIND, 1974).

A transformação das variáveis aleatórias X em aleatórias Y normais padrão e estatisticamente independentes, pode ser feita de várias formas. A transformação de Nataf é a metodologia com maior uso em confiabilidade estrutural e baseia-se na transformação de

variáveis normais correlacionadas em variáveis normais estatisticamente independentes (DER KIUREGHIAN e LIU, 1986).

Pela Equação (16), um conjunto de variáveis normais padrão estaticamente independentes pode ser obtida se X apresentar apenas variáveis normais. Estas podem ser correlacionadas entre si ou não:

$$Y = \Gamma \sigma^{-1}(X - m) \quad (16)$$

onde,

m é o vetor das médias das variáveis X ;

σ é uma matriz diagonal contendo os desvios-padrão das variáveis X ;

$\Gamma = L^{-1}$, sendo L a matriz triangular inferior obtida da Decomposição de Cholesky da matriz dos coeficientes de correlação de X , e é expressa pela Equação (17), por:

$$L = \begin{bmatrix} L_{11} & 0 & 0 & 0 \\ L_{12} & L_{22} & 0 & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ L_{1n} & L_{2n} & \cdot & L_{nn} \end{bmatrix} \quad (17)$$

onde n é o número de variáveis aleatórias envolvidas na transformação e os termos L_{ij} são definidos na Equação (18) como:

$$\begin{aligned} L_{11} &= 1 \\ L_{i1} &= \rho_{i1} \quad i = 1, \dots, n \\ L_{ik} &= \frac{1}{L_{kk}} \left(\rho_{ik} - \sum_{j=1}^{k-1} L_{ij} L_{kj} \right), \quad 1 < k < i \\ L_{ii} &= \sqrt{1 - \sum_{j=1}^{i-1} L_{ij}^2}, \quad i > 1 \end{aligned} \quad (18)$$

onde ρ_{ij} é o coeficiente de correlação entre as variáveis X_i e X_j .

Para a determinação do ponto de projeto é necessária a definição do Jacobiano da transformação, como:

$$\begin{aligned} J &= \frac{\partial Y}{\partial X} \\ J &= \Gamma \sigma^{-1} \end{aligned} \quad (19)$$

Para os casos em que as variáveis não são normais, que ocorre na maioria das vezes, pode ser empregada uma transformação em normal equivalente. Quando não há correlação entre variáveis, ou seja, as variáveis aleatórias são independentes, a matriz L torna-se uma

matriz identidade ou matriz diagonal unitária.

Caso as variáveis X apresentem distribuição de probabilidade normal, a transformação de Nataf é possível. Segundo Alves (2014), quando uma variável apresenta distribuição de probabilidade que não seja normal, é necessário fazer primeiramente sua “normalização”, que consiste em substituir cada distribuição de probabilidade não normal por uma distribuição normal equivalente.

As Equações (20) e (21) podem ser aplicadas diretamente para distribuições quaisquer não correlacionadas, caso contrário é necessário fazer sua correção com um coeficiente de correlação equivalente entre as variáveis. Der Kiureghian e Liu (1986) apresentam expressões analíticas para tal coeficiente para muitas distribuições de probabilidade.

$$\sigma_u^N = \phi \left\{ \frac{\phi^{-1}(F_{ui}(X^*))}{f_{ui}(X_i^*)} \right\} \quad (20)$$

$$\mu_u^N = X_i^* - \sigma_u^N \phi^{-1}(F_{ui}(X^*)) \quad (21)$$

onde,

σ_u^N e μ_u^N são desvio padrão e média da distribuição normal equivalente para variável X_i ;

$F_{ui}(X^*)$ é a função de distribuição acumulada original da variável X_i ;

$f_{ui}(X_i^*)$ é a função distribuição de probabilidade original da variável X_i ;

ϕ é a função distribuição de probabilidade acumulada normal padrão.

O ponto de projeto pode ser definido através de um algoritmo de otimização ou programação não linear cuja restrição pode ser expressa por: mínimo $|Y|$ com $g(Y) = 0$. Existem vários algoritmos para a análise em questão e o mais utilizado foi desenvolvido por Hasofer e Lind (1974) e aprimorado por Rackwitz e Fiessler (1978). Este é comumente identificado como HLRF e é resumido pela Equação (22):

$$Y^{k+1} = \frac{1}{|\nabla g(Y^k)|^2} [\nabla g(Y^k)^T Y^k - g(Y^k)] \nabla g(Y^k)^T \quad (22)$$

onde,

$\nabla(Y^k)$ é o gradiente da função de falha no espaço reduzido;

$g(Y^k)$ é o valor da função de falha, ambos avaliados no ponto Y^k .

As relações da Equação (23) para a utilização do método HLRF, são de extrema utilidade, sendo:

$$\begin{aligned} g(Y) &= G(X) \\ Y &= \Gamma \sigma^{-1}(X - m) \\ \nabla g(Y) &= (J^{-1})^T \nabla G(X) \end{aligned} \quad (23)$$

onde, $\nabla G(X)$ é o gradiente da função de falha no espaço original avaliado no ponto X .

A experiência tem mostrado que esse método pode não convergir em algumas situações, embora na maioria das vezes alcance a convergência rapidamente. Haldar e Mahadevam (2000) *apud* Alves (2014) obtém a probabilidade de falha usando o método FORM, através do seguinte algoritmo:

- a) inicialmente, escolhe-se um ponto de partida Y^k e $k = 0$ no espaço original (geralmente o vetor das médias) e calcula-se a matriz dos coeficientes de correlação normais equivalentes;
- b) calculam-se as médias e desvios padrões normais equivalentes no ponto de partida pelas Equações (20) e (21) e monta-se a matriz σ , com os desvios padrões e o vetor m , com as médias normais equivalentes;
- c) avalia-se a função de falha $G(U)$, o Jacobiano e o gradiente de $G(X)$ no espaço reduzido com as Equações (19) e (23).
- d) transforma-se o ponto de partida para espaço reduzido usando a transformação de Nataf, na forma:

$$Y^k = J(X^k - m) \quad (24)$$

- e) avalia-se o novo ponto de Y^{k+1} através do algoritmo HRLF, conforme definido anteriormente;

- f) avalia-se o índice de confiabilidade com a Equação (25) na forma:

$$\beta = \|Y^{k+1}\| \quad (25)$$

- g) avalia-se o novo ponto Y^{k+1} no espaço original usando a Equação (26):

$$X^{k+1} = (J^{-1})^T(Y^{k+1}) + m \quad (26)$$

- h) toma-se X^{k+1} como novo ponto de partida e repetem-se os passos de b a h até que seja obtida a convergência dentro de uma determinada tolerância, pela Equação (27):

$$\frac{|X^{k+1}| - |X^k|}{|X^{k+1}|} \leq TOL \quad (27)$$

- i) após a convergência, ou seja, quando a tolerância predefinida for satisfeita, pode-se então calcular a probabilidade de falha pela Equação (13).

O método FORM fornece, além da probabilidade de falha, outras medidas importantes para a análise prática como os fatores de importância, que indicam qual a relevância de cada variável no valor final da probabilidade de falha, ou seja, demonstra quais variáveis realmente contribuem com a probabilidade de falha. O fluxograma, apresentado na Figura 7, demonstra esquematicamente o método.

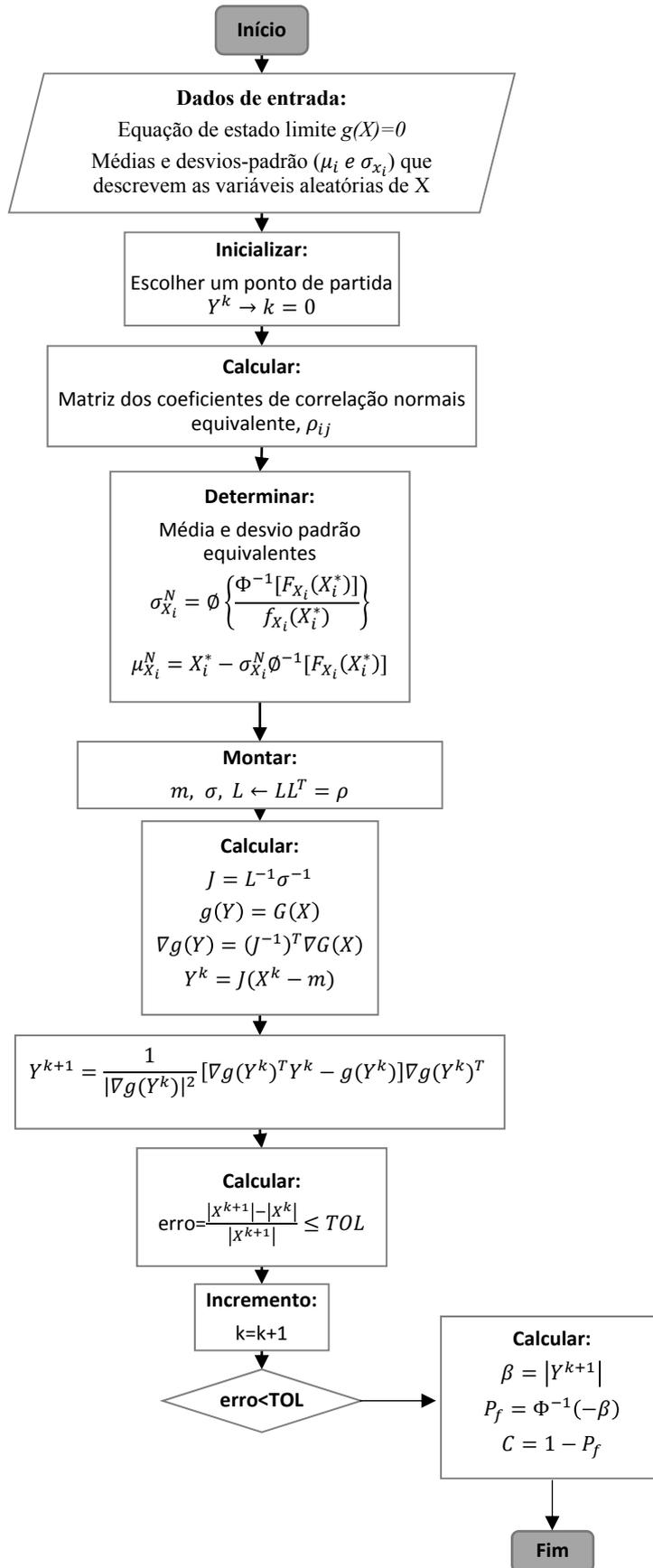


Figura 7. Fluxograma do método FORM

2.2.2.3. Simulação de Monte Carlo – SMC

De acordo com Ang e Tang (1990), uma amostra obtida de uma Simulação de Monte Carlo é semelhante a uma amostra de observação experimental podendo, os resultados das simulações serem tratados estatisticamente. Assim, os resultados são sujeitos a erros amostrais porque o método também é uma técnica de amostragem.

A Simulação de Monte Carlo pode ser empregada para resolver problemas complexos, com muitas variáveis, além de permitir a verificação de resultados obtidos por métodos analíticos, segundo Nowak e Collins (2000).

A geração automática de números aleatórios pode ser feita a partir da condição que os mesmos estão uniformemente distribuídos entre 0 e 1. Obtêm-se, então, as amostras das variáveis aleatórias correspondentes à distribuição de probabilidade estabelecida, por transformações apropriadas. Assim, resolve-se a relação determinística obtendo um conjunto de resultados de $g(X)$. Se $g(X) > 0$, o critério de segurança foi satisfeito. Caso contrário, se $g(X) < 0$, a combinação dos valores de X levou à falha no sistema.

O número de simulações necessárias depende essencialmente da ordem de grandeza da probabilidade de falha P_f e do problema estrutural, ou seja, da função que descreve o estado limite $g(X)$. A probabilidade de falha pode ser descrita pela Equação (28):

$$P_f = \int_{g(X) \leq 0} I[g(X) \leq 0] f_x(X) dX \quad (28)$$

sendo I uma função “indicadora” definida pela Equação (29):

$$I = \begin{cases} 1: g(X) \leq 0 \text{ (região de falha)} \\ 0: g(x) > 0 \text{ (região de segurança)} \end{cases} \quad (29)$$

A SMC utiliza técnicas discretas (sucessivas simulações) de integração, assim, a integral da Equação (28) é aproximada pela Equação (30):

$$P_f = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n I[g(\hat{X}^{(i)}) \leq 0] \quad (30)$$

onde n é o número total de simulações, e $\hat{X}^{(i)}$ é o vetor das variáveis básicas que representa a simulação i .

De acordo com Morales (2013), partindo da geração dos N conjuntos de números aleatórios utilizados para determinar a probabilidade de falha da estrutura, a função de falha é avaliada para cada um dos conjuntos aleatórios gerados e a função de falha será testada diversas vezes, sendo a probabilidade de falha expressa pela seguinte Equação (31):

$$P_f = \frac{n[g(X) \leq 0]}{N} \quad (31)$$

onde, $n[g(X) \leq 0]$ representa a quantidade de vezes que a função de falha cai na região de falha para uma quantidade N de avaliações.

A precisão do método de Monte Carlo depende da quantidade dos números aleatórios gerados, para tanto, estes devem ser gerados considerando-se que cada variável é uma distribuição e parâmetros estatísticos pré-definidos tal como a média e desvio padrão. Se duas variáveis tem um coeficiente de correlação predefinido esse coeficiente deve ser gerado pelo método.

Embora o método possa fornecer resultados precisos, sempre requer um grande esforço computacional, pois pode exigir uma amostra muito grande o que o torna muitas vezes inviável, principalmente se a função de falha não for explícita (MORALES, 2013). Na Figura 8 são mostrados os pontos em Simulação de Monte Carlo.

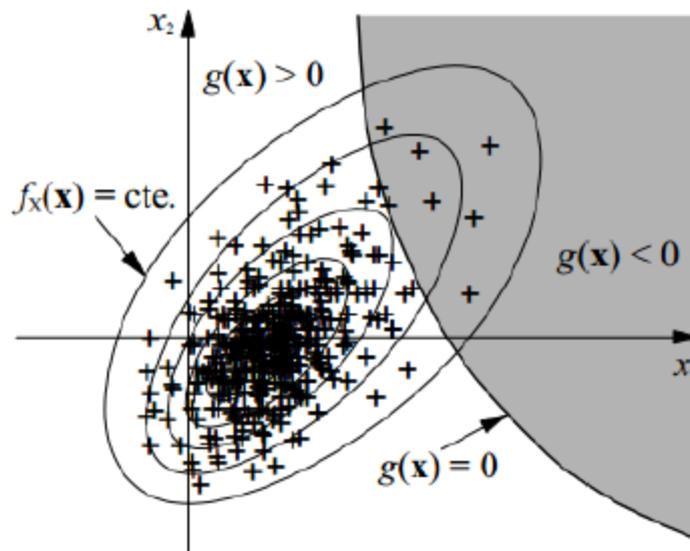


Figura 8. Pontos na Simulação de Monte Carlo

2.3. Dados estatísticos da resistência

Para utilização do método FORM, a média e o coeficiente de variação da variável resistência, R_m e V_R , e o tipo de distribuição de probabilidade são informações estatísticas fundamentais. A resistência de um elemento estrutural pode ser descrita pela Equação 32:

$$R = R_n(PMF) \quad (32)$$

onde,

R_n é a resistência nominal do elemento estrutural;

P é o erro de modelo ou coeficiente profissional;

M é o fator material;

F é o fator fabricação.

P , M e F são variáveis aleatórias adimensionais que refletem as hipóteses de cálculo (erro de modelo), incertezas do material e da geometria.

Admitindo que não haja correlação entre M , F e P e considerando a teoria probabilística de primeira ordem, o valor médio R_m pode ser observado na Equação (33), que define a resistência média (RAVINDRA e GALAMBOS, 1978a):

$$R_m = R_n(P_m M_m F_m) \quad (33)$$

onde,

P_m é a relação média entre a resistência determinada empiricamente e a resistência esperada para as propriedades do material e a seção transversal real das amostras ensaiadas;

M_m é a relação média entre a resistência mecânica real e o valor mínimo especificado;

F_m é a relação média entre a propriedade geométrica real da seção e o valor especificado (nominal).

O coeficiente de variação da variável R é igual a:

$$V_R = \sqrt{V_P^2 + V_M^2 + V_F^2} \quad (34)$$

onde,

V_P é o coeficiente de variação da relação entre os resultados experimental e calculado da resistência;

V_M é o coeficiente de variação que reflete incertezas das propriedades materiais;

V_F é o coeficiente de variação que reflete incertezas de geometria.

Os valores médios P_m , M_m e F_m , e os respectivos coeficientes de variação V_P , V_M e V_F são os parâmetros estatísticos que definem a variabilidade da resistência.

Os dados estatísticos necessários para determinação de R_m e V_R são P_m , M_m , F_m , V_P , V_M e V_F , podendo ser observados pelas equações apresentadas acima. Os valores de P_m e V_P podem ser encontrados com a comparação dos resultados práticos e as resistências teóricas calculadas a partir de uma prescrição normativa.

2.3.1. Dados estatísticos do material e propriedades geométricas

Os dados estatísticos sobre limite de escoamento do aço, M_m e V_M , utilizados na calibração de equações de projeto para trabalho a frio, foram desenvolvidos por Rang *et al.* (1979a, 1979b). São recomendados os seguintes valores médios e coeficientes de variação:

- resistência ao escoamento da chapa virgem: $(f_y)_m = 1,10f_y$ e $V_{fy} = 0,10$
- valor médio da resistência ao escoamento do aço modificada, considerando o trabalho a frio: $(f_{ya})_m = 1,10f_{ya}$ e $V_{fya} = 0,11$
- resistência à ruptura: $(f_u)_m = 1,10f_u$ e $V_{fu} = 0,08$
- módulo de elasticidade: $E_m = 1,00E$ e $V_E = 0,06$

Portanto, os valores médios e coeficientes de variação, M_m e V_M , são:

- resistência ao escoamento da chapa virgem: $M_m = 1,10$ e $V_M = 0,10$
- resistência ao escoamento usual considerando o trabalho a frio: $M_m = 1,10$ e $V_M = 0,11$
- resistência à ruptura da chapa virgem: $M_m = 1,10$ e $V_M = 0,08$
- módulo de elasticidade: $M_m = 1,00$ e $V_M = 0,06$

RANG *et al.* (1979b) abordam o efeito das dimensões da seção transversal (espessura da chapa, largura de mesa, altura da alma, dimensões dos enrijecedores, raio de curvatura interno, etc.) sobre o fator fabricação, F , e chegam, baseados em suas conclusões, ao valor médio e ao coeficiente de variação. Tais dados são baseados em análises de várias amostras e são propriedades típicas de materiais e seções transversais usadas na aplicação industrial de estruturas de aço constituídas de perfis formados a frio (PFF). Esses dados, apresentados na Tabela 1, representam as incertezas geométricas e do material, utilizados neste trabalho.

Tabela 1. Dados estatísticos para os estados-limite estudados (ABNT NBR 14762:2010)

Caso em análise Barras submetidas à Flexão Simples:	M_m	V_M	F_m	V_F
Momento Fletor	1,10	0,10	1,00	0,05
Flambagem Lateral com Torção	1,00	0,06	1,00	0,05

2.3.2. Variabilidade do coeficiente profissional (Erro de modelo)

Além das incertezas inerentes às ações, o estudo da confiabilidade deve conter a incerteza do modelo relacionada à formulação do estado-limite pertinente.

A análise probabilística da resistência ou de outras propriedades dos elementos estruturais depende da descrição probabilística das propriedades componentes, como por

exemplo, as dimensões da seção transversal e a resistência dos materiais. Como as propriedades são obtidas a partir de relações matemáticas, são esperadas diferenças entre os resultados teóricos e os experimentais. Esta diferença deve-se à variabilidade relativa às observações e técnicas experimentais. Segundo Melchers (1999), outra razão da diferença é resultado de simplificações incorporadas pelo modelo matemático, que associa os parâmetros materiais e geométricos ao comportamento do elemento estrutural.

A variável aleatória coeficiente profissional (ou erro de modelo), P , é obtida considerando os valores médios da resistência dos materiais e desprezando os coeficientes de ponderação da resistência, por comparar resultados de ensaios e resultados teóricos de previsões normativas.

$$P = \frac{F_{exp}}{F_{teo}} \quad (35)$$

onde,

F_{exp} é a força resistente obtida experimentalmente;

F_{teo} é a força resistente obtida teoricamente por meio de cada especificação de projeto abordada.

A média da variável aleatória, P_m indica o caráter de tendenciosidade do modelo teórico e pode ser calculada a partir dos valores do erro de modelo. Desta forma, P_m , que deveria ser unitário caso o modelo representasse exatamente o fenômeno físico estudado, revela o quão conservador ou inseguro encontra-se o modelo, de forma que correções possam ser feitas.

Os resultados obtidos empiricamente de várias publicações, F_{exp} , são comparados com o valor teórico, F_{teo} , que quando calculado segundo as prescrições da ABNT NBR 14762:2010 será substituído por F_{NBR} na Equação (35). Após esta comparação, obtém-se os parâmetros estatísticos, P_m e V_P , necessários na análise da confiabilidade.

2.4. Variabilidade das ações

Em relação aos índices de confiabilidade β , sabe-se que seus valores variam de forma significativa de acordo com os tipos de carregamento, tipos de materiais de construção e tipos de elementos estruturais especificados em um projeto.

Grande parte das combinações de ações envolvendo ações gravitacionais são representadas pela soma da ação permanente com a ação variável. As combinações de ações gravitacionais são importantes e governam os projetos em muitas situações práticas

(GALAMBOS *et al.*, 1982).

As ações devidas ao peso próprio apresentam pequena variabilidade ao longo da vida útil da estrutura. Em geral, assume-se para este tipo de ação uma distribuição normal, com média igual à ação nominal e um coeficiente de variação no intervalo de 0,05 a 0,10. Contudo, há indícios que as ações devidas ao peso próprio são subestimadas e uma média ligeiramente maior que o valor nominal da ação, 5%, seria apropriado segundo Melchers (1999). Na Tabela 2 são apresentadas as estatísticas adotadas para as ações consideradas, ação permanente e ação variável, propostos por Galambos *et al.* (1982).

Tabela 2. Estatísticas das ações consideradas (GALAMBOS *et al.*, 1982)

Tipo de ação	D_m/D_n^*	L_m/L_n^*	Coeficiente de variação	Tipo de distribuição de probabilidade
Permanente (<i>D</i>)	1,05	-	0,10	Normal
Variável (<i>L</i>)	-	1,00	0,25	Valores Extremos Tipo I

2.5. Função de estado-limite

A condição fundamental de segurança referente a cada estado-limite último de acordo com o parâmetro da norma é expressa pela desigualdade da Equação (36):

$$\Theta(S_d, R_d) \geq 0 \quad (36)$$

onde,

S_d indica os valores dos esforços atuantes de cálculo, com base nas combinações últimas de ações;

R_d indica os valores dos esforços resistentes de cálculo, de acordo com o tipo de situação.

Assim, adotou-se a resistência teórica nominal (R_n) como base para que a confiabilidade pudesse ser investigada, admitindo-se que essa represente de forma correta a resistência.

As variáveis aleatórias como resistência e erro do modelo, juntamente com as variáveis aleatórias de sollicitação, ações permanente e variável, bem como suas incertezas foram consideradas no estudo a partir da Equação (37):

$$\frac{R_n}{\gamma} \geq \gamma S_n = c(\gamma_D D_n + \gamma_L L_n) \quad (37)$$

A equação (37) foi resolvida para ações nominais L_n e D_n em um intervalo de valores da razão (L_n/D_n) de 1 a 10, para dar maior abrangência às análises de confiabilidade. A equação de estado-limite utilizada para a realização destas análises foi:

$$g(X) = X_1 X_2 - X_3 - X_4 \quad (38)$$

onde,

X_1 considera o fator do material e o fator de fabricação (RMF);

X_2 representa a variável aleatória erro do modelo (P);

X_3 representa a ação permanente (D);

X_4 representa a ação variável (L).

Ou seja,

$$g(.) = R_n(MFP) - (D + L) \quad (39)$$

Na Figura 9 é apresentada a tela de entrada de dados da planilha em EXCEL[®] para cálculo do índice de confiabilidade pelos métodos FORM, FOSM e SMC. Nela, são utilizados como dados de entrada: γ , γ_D , γ_L , D_n/L_n e R_n (valor fixo). Como saída tem-se os valores de β e variáveis M , F , P , D , L .

PONTO DE PROJETO						
γ	γ_D	γ_L	Rn (kN)	Dn/Ln	Dn	Ln
1,1	1,2	1,6	100	0,20	9,88	49,41

5



VALORES PARA CÁLCULO DO ÍNDICE DE CONFIABILIDADE						
FDP	LN	LN		FDP	N	GM
	M	F		P	D	L
MÉDIAS	1,10	1,00		1,007	10,38	49,41
C.V	0,10	0,05		0,116	0,100	0,250
D.P.	0,110	0,050		0,117	1,038	12,352

β_{FOSM}	2,346
β_{FORM}	2,314
β_{SMC100}	2,267
β_{SMC50}	2,252

M	10,60
F	2,66
P	18,50
D	0,15
L	68,10
TOTAL	100,00

Figura 9. Planilha para cálculo do índice de confiabilidade - FORM, FOSM e SMC

CAPÍTULO 3

Perfis Formados a Frio

3.1. Generalidades

Os perfis formados a frio, também conhecidos por “perfis leves”, são elementos formados por chapas planas de aço dobradas a frio (temperatura ambiente), produzidos em perfiladeiras (processo contínuo) ou prensas dobradeiras (processo descontínuo). As principais diferenças entre os dois processos são o comprimento limite das peças, a distribuição das tensões residuais e o volume de produção aliado à variedade de seções. Em geral, as chapas dobradas possuem espessura entre 0,4 mm e 8 mm (chapas finas laminadas) e o processo resulta em um material mais fácil de trabalhar. Embora o processo não seja totalmente a frio, pois as prensas e rolos causam calor pelo movimento e atrito, esse calor não é suficiente para deformar a chapa de aço.

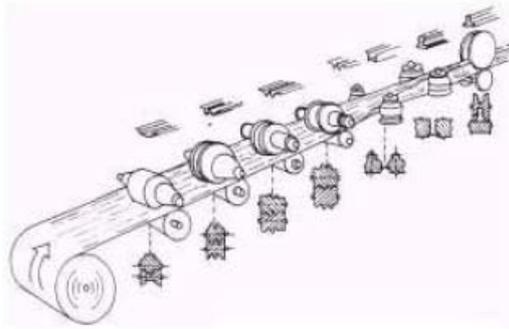
O processo contínuo de produção resume-se em passar uma tira de chapa por uma sequência de cilindros, cada um fixando uma operação de dobra na chapa, até a obtenção do perfil desejado, como pode ser visto na Figura 10.



(a)



(b)



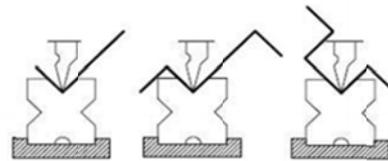
(c)

Figura 10. Processo contínuo de conformação: (a) e (b) Perfiladeira (c) e sequência de fabricação do perfil

No processo descontínuo, o perfil é obtido com reposicionamentos consecutivos da chapa. A dobradeira é uma prensa formada por duas ferramentas: uma mesa com o formato da dobra e um punção que pressiona a chapa contra a mesa para realizar a dobra. O processo é demonstrado na Figura 11.



(a)



(b)

Figura 11. Processo descontínuo de conformação: (a) Prensa dobradeira e (b) sequência de fabricação

No caso dos tubos com costura, são produzidos por conformação mecânica a frio de chapas ou tiras de bobina de aço e posteriormente soldados, efetuando a emenda contínua da chapa. Esses tubos soldados podem ser conformados de forma que a disposição da solda seja longitudinal ou helicoidal. Os tubos com seções retangulares são resultantes da conformação a frio das seções transversais circulares e são também uma boa opção.



Figura 12. Tubos com costura, conformação e solda

3.2. Breve histórico

Apesar de os perfis formados a frio já terem sido usados na construção civil por volta de 1850 nos Estados Unidos e na Inglaterra, foi a partir de 1940 que seu uso se iniciou em larga escala, após o início das pesquisas na Universidade de Cornell e estimulado pela publicação da primeira norma para projetos e construções de estruturas de perfis formados a frio. No Brasil, no ano de 1967, foi publicado o projeto de norma PNB 143/67, baseado na norma norte-americana. Nos anos 1970, os EUA firmaram o uso dos perfis leves na construção civil e no Brasil, em 1978, surgiu um curso de extensão ligado ao assunto na UFRGS e ao longo dos anos 1980, ainda existia um grande preconceito quanto ao uso dos perfis, principalmente na região central do país. Na década de 1990 surgiu maior interesse pelos PFF no Brasil, quando começaram a ser oferecidos cursos de extensão, matéria depois incluída nos cursos de estruturas metálicas nos principais centros de pesquisa e estudo. Assim, as empresas passaram a adotar esse tipo de perfil em suas construções. Pôde-se observar, também, um crescente impulso na utilização das estruturas tubulares no Brasil, a partir do ano 2000.

Desde a publicação da ABNT NBR 14762 em 2001 e sua revisão em 2010, os PFF tem sido utilizados em diversos segmentos e são cada vez mais viáveis para uso na construção civil, em consequência da rapidez e economia exigidas pelo mercado, podendo obter

produções estruturais esbeltas e eficientes para uso nas edificações de pequeno e grande porte, com as mais variadas aplicações, como: coberturas, galpões, residências, mezaninos, formas para concretagem, andaimes e escoramentos, silos, torres de transmissão, proteções rodoviárias, elementos de fixação de fechamentos laterais de galpões, armações para forros, guarda-corpos. Tem sido crescente, também, o uso no sistema construtivo em *Light Steel Frame* (LSF), que são painéis estruturados por PFF – Figura 13.



Figura 13. Estrutura em *Light Steel Frame*

As principais vantagens desses perfis, se comparados aos perfis laminados e soldados são o grande número de seções transversais que podem ser obtidas, a facilidade na montagem, a versatilidade de aplicação e o peso reduzido dos elementos. Além destas, Yu (2000) cita outras vantagens importantes na utilização dos perfis formados a frio como elementos estruturais na construção de edificações:

- facilidade de produção;
- baixo custo de estoque;
- são econômicos para cargas mais leves e vãos menores;
- podem ser produzidos com as dimensões e formas mais apropriadas à solicitação;
- facilidade para passagem de dutos e encanamentos;
- os painéis estruturais, além de suportarem os carregamentos normais, também atuam estruturalmente como painéis diafragmas, resistindo a esforços de cisalhamento em seus próprios planos.

Do ponto de vista estrutural, os PFF podem ser classificados em perfis estruturais individuais (Figuras 14 e 15) e chapas corrugadas e decks. As seções mais utilizadas são: Perfil U , U_e (U enrijecido), Z , Z_e (Z enrijecido), C_r (cartola), cantoneira, caixa, I , I_e . Também se enquadram neste grupo os perfis tubulares com costura, produzidos por conformação mecânica a frio, de chapas ou tiras de bobina de aço e posteriormente soldados, efetuando a emenda contínua da chapa com solda longitudinal ou helicoidal (Figura 12). Os tubos com

seções transversais retangulares são também uma boa opção como barras fletidas e são provenientes da conformação a frio das seções transversais circulares. No grupo das chapas corrugadas e decks, as seções mais comuns são as telhas, utilizadas como fechamentos laterais e coberturas de galpões e as formas de aço, utilizadas na fabricação de lajes mistas, servindo como forma para concretagem e armadura positiva das lajes.

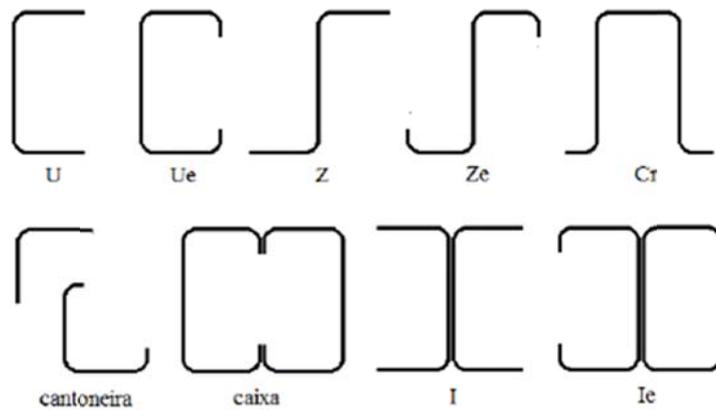


Figura 14. Seções transversais de perfis estruturais individuais

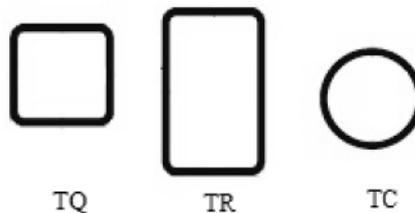


Figura 15. Seções transversais de perfis tubulares

3.3. Particularidades do comportamento mecânico

A operação de dobramento das chapas na conformação dos perfis aumenta o limite de escoamento e a resistência à tração e, ao mesmo tempo, reduz a ductilidade do aço. Assim, as propriedades dos perfis leves são diferentes das chapas antes do dobramento. Além disso, como o material dos cantos da seção transversal é mais afetado pelas dobras que o das partes planas, as propriedades mecânicas ao longo da seção costumam ser diferentes.

Alguns aspectos do comportamento mecânico dos perfis formados a frio merecem destaque:

- a) os modos de flambagem local e distorcional são críticos no dimensionamento destes perfis, que possuem grande esbelteza local (relação largura/espessura das paredes da seção);
- b) geralmente, os perfis formados por chapa dobrada são monossimétricos, abertos e

com baixa rigidez à torção, o que torna essencial a análise dos modos de flambagem globais por flexotorção;

c) na região das dobras do perfil, o material sofre encruamento, aumentando a resistência e reduzindo a ductilidade do aço; esta diminuição provoca no material, uma capacidade menor de sofrer deformação, motivo pelo qual a conformação da chapa deve ser feita com raio de dobramento adequado ao material e à sua espessura, evitando o aparecimento de fissuras;

d) por não serem compactos, os perfis formados a frio possuem reserva de resistência plástica pouco expressiva.

Para as seções tubulares, tem-se que:

e) quando tratados termicamente para redução das tensões residuais, introduzidas pelo processo de conformação a frio, apresentam comportamento muito similar aos tubos laminados a quente, o que os diferencia dos que não passaram por esse processo;

f) na flexão, as seções retangulares não são a melhor opção para este tipo de esforço, porém sua geometria simplifica as ligações; isso explica seu melhor desempenho que os tubos de seção circular;

g) seções retangulares são esteticamente mais agradáveis que outras seções abertas e propiciam ótimo acabamento às edificações, tornando-as assim uma boa solução, também quando empregadas como barras que compõe treliças como quando usadas como vigas.

3.4. Barras submetidas à flexão simples

3.4.1. Introdução

A ABNT NBR 14762:2010, baseada no método dos estados-limite, estabelece os requisitos mínimos para o dimensionamento estrutural destes perfis constituídos por chapas ou tiras de aço-carbono ou aço de baixa liga. A norma em questão prevê três métodos para dimensionamentos de barras fletidas: o Método da Largura Efetiva (MLE); o Método da Seção Efetiva (MSE) e o Método da Resistência Direta (MRD).

- **Método da Largura Efetiva (MLE):** é o método mais trabalhoso, pois analisa cada elemento (mesa, alma, enrijecedor) que forma a seção transversal de maneira isolada. A flambagem local é considerada através de propriedades geométricas efetivas (reduzidas) da seção transversal das barras, provenientes do cálculo das larguras

efetivas dos elementos total ou parcialmente comprimidos.

- **Método da Seção Efetiva (MSE):** é o método mais dinâmico, em que a flambagem local é considerada através de propriedades geométricas efetivas (reduzidas) da seção transversal completa das barras submetidas à flexão. Possui restrição de perfis.
- **Método da Resistência Direta (MRD):** baseado nas propriedades geométricas da seção bruta e na análise geral de estabilidade elástica que permite identificar todos os modos de flambagem e seus esforços críticos. Este método substitui os anteriores.

Apenas os métodos da Seção Efetiva e da Resistência Direta foram utilizados neste trabalho.

No caso de barras submetidas à flexão, a condição principal é que o momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) seja maior ou igual ao momento fletor solicitante de cálculo (M_{Sd}).

$$M_{Rd} \geq M_{Sd} \quad (40)$$

O dimensionamento de estruturas compostas por perfis formados a frio requer alguns cuidados, pois seu comportamento estrutural apresenta certas particularidades em relação aos perfis laminados ou os soldados e às demais estruturas. Como os PFF são esbeltos, eles não sofrem plastificação. O que pode ocorrer é que a fibra mais comprimida (ou tracionada) atinja a tensão de escoamento f_y .

O valor de cálculo do momento fletor resistente, M_{Rd} , deve ser tomado como o menor entre os valores calculados conforme estabelecido em norma:

- no início do escoamento da seção efetiva;
- no estado-limite de flambagem lateral com torção;
- no estado-limite de flambagem distorcional.

3.4.2. Conceitos e critérios da resistência

3.4.2.1. Início de escoamento da seção efetiva

O momento fletor resistente de cálculo que causa o escoamento na seção efetiva na fibra mais solicitada é dado pela Equação (37):

$$M_{Rd} = W_{ef} \cdot f_y / \gamma \quad (\gamma = 1,10) \quad (41)$$

onde, W_{ef} é o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra extrema que atinge o escoamento, calculado com base no Método da Seção Efetiva:

Neste método, o cálculo da área efetiva é baseado nas larguras efetivas dos elementos planos que compõem a seção transversal e considera o comportamento global da seção transversal da barra quando da flambagem local, considerando a interação entre os seus elementos planos (BATISTA, 2010).

$$\begin{cases} W_{ef} = W, \text{ para } \lambda_p \leq 0,673 \\ W_{ef} = W \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p}\right) \frac{1}{\lambda_p}, \text{ para } \lambda_p > 0,673 \end{cases} \quad (42)$$

$$\lambda_p = \left(\frac{W f_y}{M_l}\right)^{0,5}$$

onde,

M_l é o momento fletor de flambagem local elástica:

$$M_l = k_l \left(\frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)(b_w/t)^2} W_c \right) \quad (43)$$

W é módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema que atinge o escoamento;

W_c é módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema comprimida.

Os valores do coeficiente de flambagem, k_l , podem ser calculados pelas expressões da Tabela 3 ou diretamente pela Tabela 4:

Tabela 3. Coeficiente de flambagem local k_l para a seção completa em barras sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia

Seção	k_l
U e Z	$k_l = \eta^{-1,843}$ ($0,1 \leq \eta \leq 1,0$)
U_e e Z_e	$k_l = a - b(\mu - 0,2)$ Expressões válidas para ($0,2 \leq \eta \leq 1,0$) e os valores de μ indicados $a = 81 - 730\eta + 4261\eta^2 - 12304\eta^3 + 17919\eta^4 - 12796\eta^5 + 3574\eta^6$ $b = 0$ para $0,1 \leq \mu \leq 0,2$ e $0,2 \leq \eta \leq 1,0$ $b = 0$ para $0,2 < \mu \leq 0,3$ e $0,6 < \eta \leq 1,0$ $b = 320 - 2788\eta + 13458\eta^2 - 27667\eta^3 + 19167\eta^4$ para $0,2 < \mu \leq 0,3$ e $0,2 \leq \eta \leq 0,6$
Tubular retangular (com solda de costura contínua)	$k_l = 14,5 + 178\eta - 602\eta^2 + 649\eta^3 - 234\eta^4$ ($0,1 \leq \eta \leq 1,0$)
NOTA	$\eta = b_f / b_w$ e $\mu = D / b_w$

(adaptado da ABNT NBR 14762:2010)

Tabela 4. Coeficiente de flambagem local k_l para a seção completa em barras sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia

$\eta = b_f / b_w$	U e Z	U_e e Z_e			Tubular retangular
		$\mu \leq 0,2$	$\mu = 0,2$	$\mu = 0,3$	
0,2	18,4	32,0	25,8	21,2	31,0
0,3	9,6	29,3	23,8	19,7	28,9
0,4	5,6	24,8	20,7	18,2	25,6
0,5	3,6	18,7	17,6	16,0	19,5
0,6	2,6	13,6	13,3	13,0	14,2
0,7	1,9	10,2	10,1	10,1	10,6
0,8	1,5	7,9	7,9	7,9	8,2
0,9	1,2	6,2	6,3	6,3	6,6
1,0	1,0	5,1	5,1	5,1	5,3
NOTAS:	b_f, b_w e D são a largura nominal da mesa, da alma e do enrijecedor de borda				
	$\mu = D / b_w$				
	Para valores intermediários, interpolar linearmente.				

(adaptado da ABNT NBR 14762:2010)

3.4.2.2. Flambagem lateral com torção

A flambagem lateral por torção (flambagem global) é um estado-limite último que pode ocorrer nas vigas, causado pelo momento fletor e caracteriza-se por apresentar a deformada do perfil flambado idêntica à deformada do perfil que sofreu torção, ou seja, o perfil flambado tem sua seção girada, mantendo o eixo na posição original.

Por serem constituídas, geralmente, por perfis com seções abertas e de pequena espessura, as vigas apresentam pouca rigidez à torção, o que leva a problemas de instabilidade e deformações em excesso, o que pode ocasionar o fenômeno, como apresentado na Figura 16.

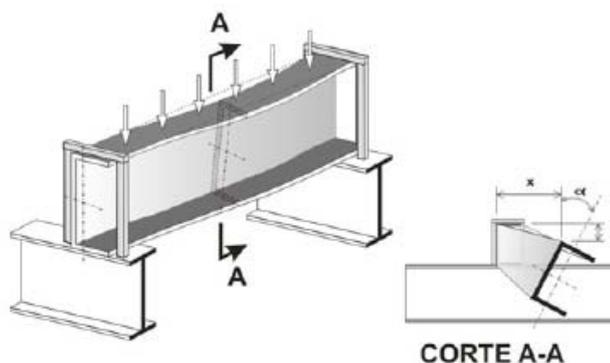


Figura 16. Instabilidade lateral com torção na viga (adaptada de SILVA e PANNONI, 2010)

O momento fletor resistente de cálculo, tomando-se um trecho compreendido entre seções contidas lateralmente, deve ser calculado por:

$$M_{Rd} = \chi_{FLT} W_{c,ef} f_y / \gamma \quad (\gamma = 1,10) \quad (44)$$

onde,

$W_{c,ef}$ é o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra extrema comprimida, calculado com base no Método da Seção Efetiva:

$$\begin{cases} W_{c,ef} = W_c, & \text{para } \lambda_p \leq 0,673 \\ W_{c,ef} = W_c \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p}\right) \frac{1}{\lambda_p}, & \text{para } \lambda_p > 0,673 \\ M_l = k_l \left(\frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)(b_w/t)^2} \right) W_c \\ \lambda_p = \left(\frac{\chi_{FLT} W_c f_y}{M_l} \right)^{0,5} \end{cases} \quad (45)$$

Os valores do coeficiente de flambagem local, k_l , também podem ser calculados pelas expressões da Tabela 3 ou diretamente na Tabela 4.

χ_{FLT} é o fator de redução do momento fletor resistente, associado à flambagem lateral com torção:

$$\begin{cases} \chi_{FLT} = 1,0, & \text{para } \lambda_0 \leq 0,6 \\ \chi_{FLT} = 1,1(1 - 0,278 \cdot \lambda_0^2), & \text{para } 0,6 < \lambda_0 \leq 1,336 \\ \chi_{FLT} = \left(\frac{1}{\lambda_0^2} \right), & \text{para } \lambda_0 \geq 1,336 \\ \lambda_0 = \left(\frac{W_c f_y}{M_e} \right)^{0,5} \end{cases} \quad (46)$$

onde,

W_c é o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema comprimida;
 M_e é o momento fletor de flambagem lateral com torção, calculado a partir de uma das expressões a seguir.

- Barras com seção duplamente simétrica ou monossimétrica, sujeitas à flexão em torno do eixo de maior simetria (x):

$$M_e = C_b r_0 (N_{ey} N_{ez})^{0,5} \quad (47)$$

- Barras com seção Z ponto-simétrica, com carregamento no plano da alma:

$$M_e = 0,5 C_b r_0 (N_{ey} N_{ez})^{0,5} \quad (48)$$

- Barras com seção fechada (caixão), sujeitas à flexão em torno do eixo x:

$$M_e = C_b (N_{ey} GJ)^{0,5} \quad (49)$$

onde,

C_b é o fator de modificação para momento fletor não uniforme, que pode ser calculado pela Equação (46) ou pode ser tomado igual a 1,0, a favor da segurança. Ele é utilizado para validar as expressões no caso de vigas com ações transversais (cargas distribuídas ou concentradas) e leva em conta a distribuição não uniforme dos momentos fletores.

$$C_b = \frac{12,5M_{máx}}{2,5M_{máx} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} \quad (50)$$

$M_{máx}$ é o máximo valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no trecho em questão;

M_A é o valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no primeiro quarto do trecho analisado;

M_B é o valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no centro do trecho analisado;

M_C é o valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no terceiro quarto do trecho analisado.

3.4.2.3. Flambagem distorcional

A flambagem por distorção caracteriza-se por um abaulamento da alma e conseqüente rotação das mesas do perfil. Ocorre em perfis com enrijecedores, que estão travados contra o deslocamento lateral ou torção, como representado na Figura 17.

O momento fletor resistente de cálculo para as barras com seção transversal aberta sujeitas a este modo de falha deve ser calculado pela Equação (47):

$$M_{Rd} = \chi_{dist} W f_y / \gamma \quad (\gamma = 1,10) \quad (51)$$

onde,

χ_{dist} é o fator de redução, calculado por:

$$\begin{cases} \chi_{dist} = 1,0, & \text{para } \lambda_{dist} \leq 0,673 \\ \chi_{dist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}}\right) \cdot \left(\frac{1}{\lambda_{dist}}\right), & \text{para } \lambda_{dist} > 0,673 \end{cases} \quad (52)$$

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{W f_y}{M_{dist}}\right)^{0,5}$$

onde,

W é o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema que atinge o escoamento;

M_{dist} é o momento fletor de flambagem distorcional elástica, que deve ser calculado com base na análise de estabilidade elástica.



Figura 17. Flambagem distorcional nos perfis U_e e Z_e

Para barras de seção U_e e Z_e , sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia, esta verificação pode ser dispensada, se a relação D/b_w for maior ou igual aos valores da Tabela 5.

Tabela 5. Valores mínimos da relação D/b_w de seções U_e e Z_e sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia, para dispensar a verificação da flambagem distorcional

b_f / b_w	b_w / t				
	250	200	125	100	50
0,4	0,05	0,06	0,10	0,12	0,25
0,6	0,05	0,06	0,10	0,12	0,25
0,8	0,05	0,06	0,09	0,12	0,22
1,0	0,05	0,06	0,09	0,11	0,22
1,2	0,05	0,06	0,09	0,11	0,20
1,4	0,05	0,06	0,09	0,10	0,20
1,6	0,05	0,06	0,09	0,10	0,20
1,8	0,05	0,06	0,09	0,10	0,19
2,0	0,05	0,06	0,09	0,10	0,19
NOTAS:	b_f, b_w e D são as dimensões nominais dos elementos				
	Para valores intermediários, interpolar linearmente.				

(adaptado da ABNT NBR 14762:2010)

3.4.3. Método da Resistência Direta

O Método da Resistência Direta (MRD) é um método direto de dimensionamento, que está descrito no Anexo C da ABNT NBR 14762:2010 e substitui os métodos da Seção Efetiva e da Largura Efetiva. Nele, o valor característico do momento fletor, M_{Rk} , deve ser tomado

como o menor valor calculado para flambagem global, local e distorcional. A representação dos três modos pode ser vista na Figura 18. O momento fletor resistente, M_{Rd} , é dado por:

$$M_{Rd} = M_{Rk} / \gamma \quad (\gamma = 1,10) \quad (53)$$

A obtenção da resistência característica elástica ou inelástica de vigas, M_{Re} , pela norma brasileira, considerando somente a flambagem lateral com torção (FLT) no MRD, segue o mesmo procedimento utilizado pelo AISI S100:2016, exceto que a resistência deixa de ser expressa em termos de tensão crítica, passando no MRD a ser expressa em termos de momento fletor. A conversão de tensão para momento é feita simplesmente pela multiplicação da tensão pelo módulo resistente da seção transversal completa em relação à fibra mais comprimida, resultando nas fórmulas de M_{Re} necessárias ao MRD. O método utiliza curvas específicas para o cálculo da resistência considerando a interação entre os modos de flambagem local e lateral com torção, M_{Rl} , e distorcional, M_{Rd} , de vigas, devidamente calibradas e ajustadas para estes modos de flambagem. A resistência da viga também é apresentada como uma função da esbeltez, que neste caso refere-se à esbeltez nos modos local ou distorcional de flambagem, λ_l e λ_{dist} , respectivamente.

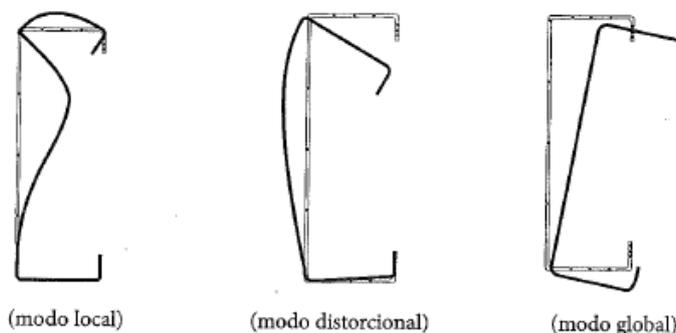


Figura 18. Representação dos modos de flambagem no perfil U_e

O momento fletor resistente característico, M_{Rk} , é a menor resistência verificada considerando apenas a flambagem lateral com torção, M_{Re} , ou aquela devido à interação entre flambagem local com a flambagem lateral com torção, M_{Rl} , ou, ainda, aquela verificada considerando somente o modo de flambagem distorcional, M_{Rdist} . Ou seja, $M_{Rk} = \min(M_{Rk}; M_{Rl}; M_{Rdist})$.

Para a análise da estabilidade dos perfis, é necessário utilizar um recurso computacional, como os softwares CUFSM 4.03[®] e GBTUL 2.0.4.4[©]. O programa CUFSM (*Cornell University - Finite Strip Method*), utilizado neste trabalho, foi desenvolvido por Schafer e utiliza o método das faixas finitas (MFF), discretizado na Figura 19, para análise

dos PFF. O programa é disponibilizado no site da Universidade Cornell, e calcula a tensão crítica de flambagem elástica para barras biapoiadas em PFF, sujeitas a qualquer distribuição de tensões em suas extremidades.

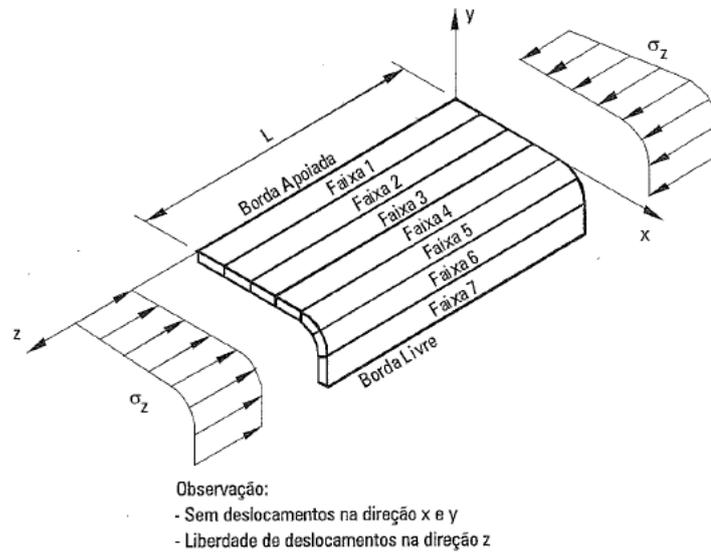


Figura 19. Discretização parcial de perfil formado a frio via MFF

Na Figura 20 é apresentada a tela de entrada de dados do software CUFSM 4.03[®] para o perfil $U_e 204 \times 53 \times 14 \times 2.4$ e na Figura 21, apresenta-se a tela do pós-processamento da análise do mesmo perfil. O programa fornece os pontos de mínimo para cada modo de flambagem, onde o primeiro ponto mínimo do gráfico corresponde à flambagem local da chapa e o segundo mínimo corresponde ao modo distorcional. O fator de carga (*load factor*) correspondente aos valores mínimos, que multiplicado pelo valor do momento atribuído (unitário, no caso deste trabalho), fornece os momentos críticos. Os fatores de carga encontrados para os dados deste trabalho podem ser vistos nas colunas “ f_i ” e “ f_d ” das tabelas referentes ao MRD (A.2, A.4 e A.6).

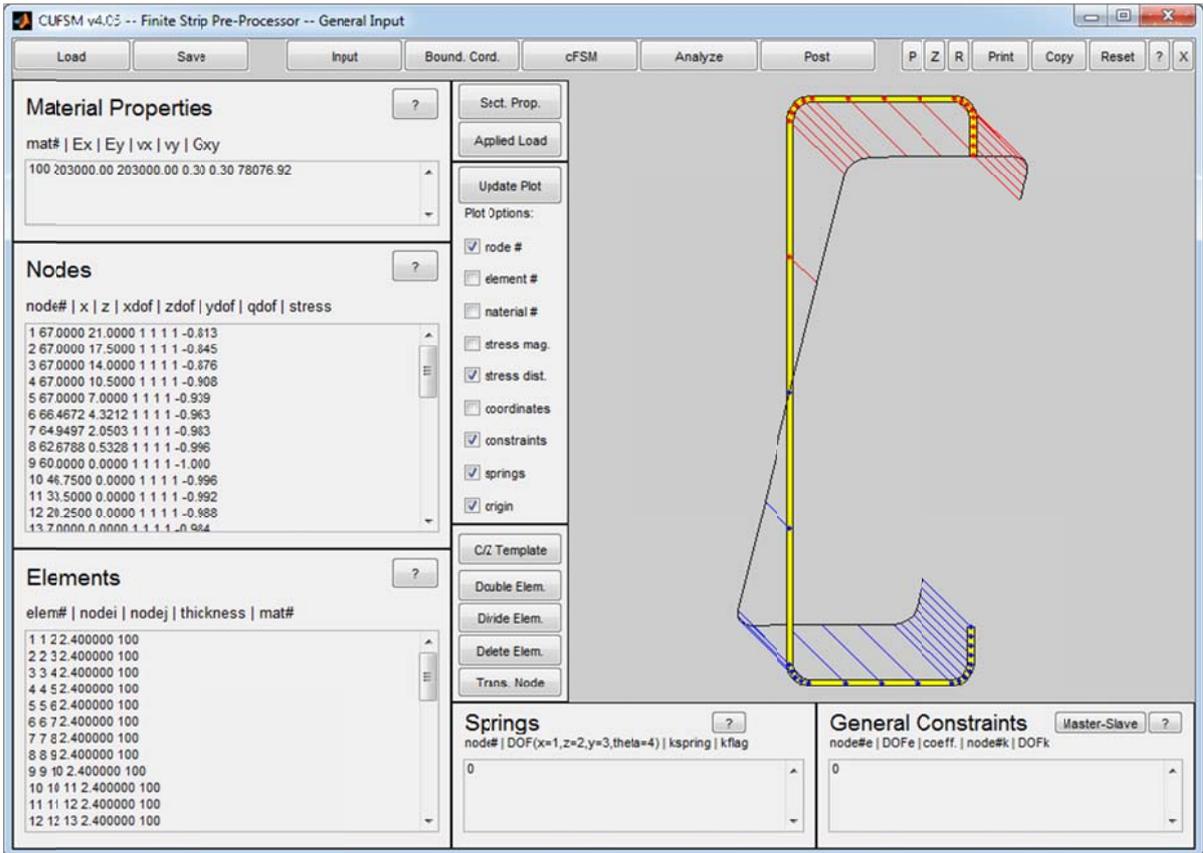


Figura 20. Entrada de dados do CUFSM – Perfil U_e

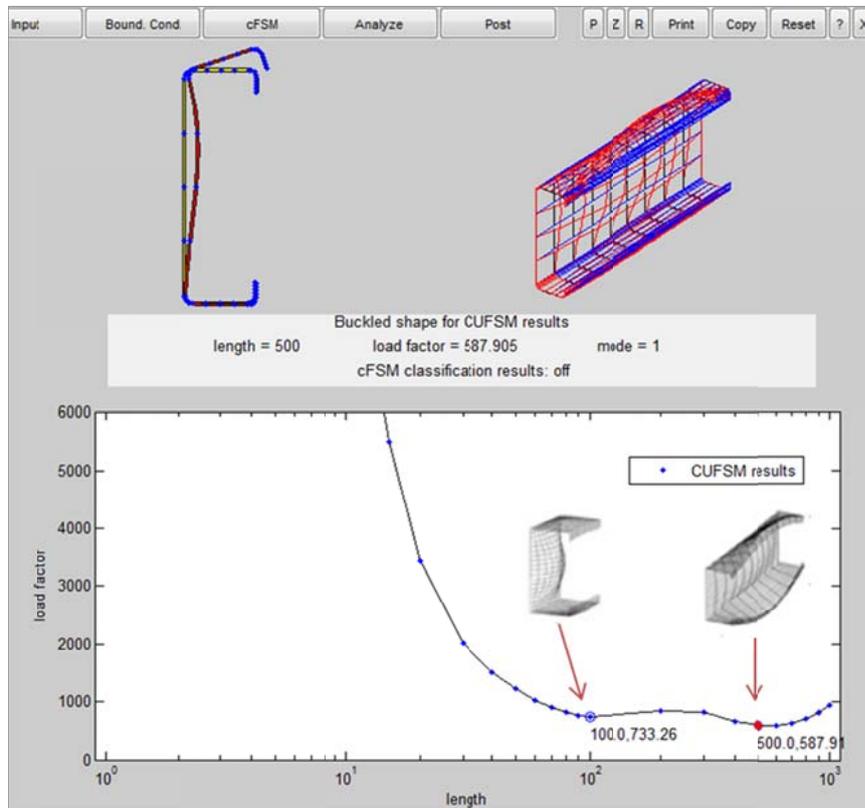


Figura 21. Saída de dados do CUFSM – Perfil U_e

A Figura 22 mostra a tela do pós-processamento da análise para o perfil duplo U enrijecido: $2U_e$ 86x54x19x0.42 e a Figura 23 mostra a planilha auxiliar, desenvolvida em EXCEL[®], para entrada de dados de perfis duplos no CUFSM.

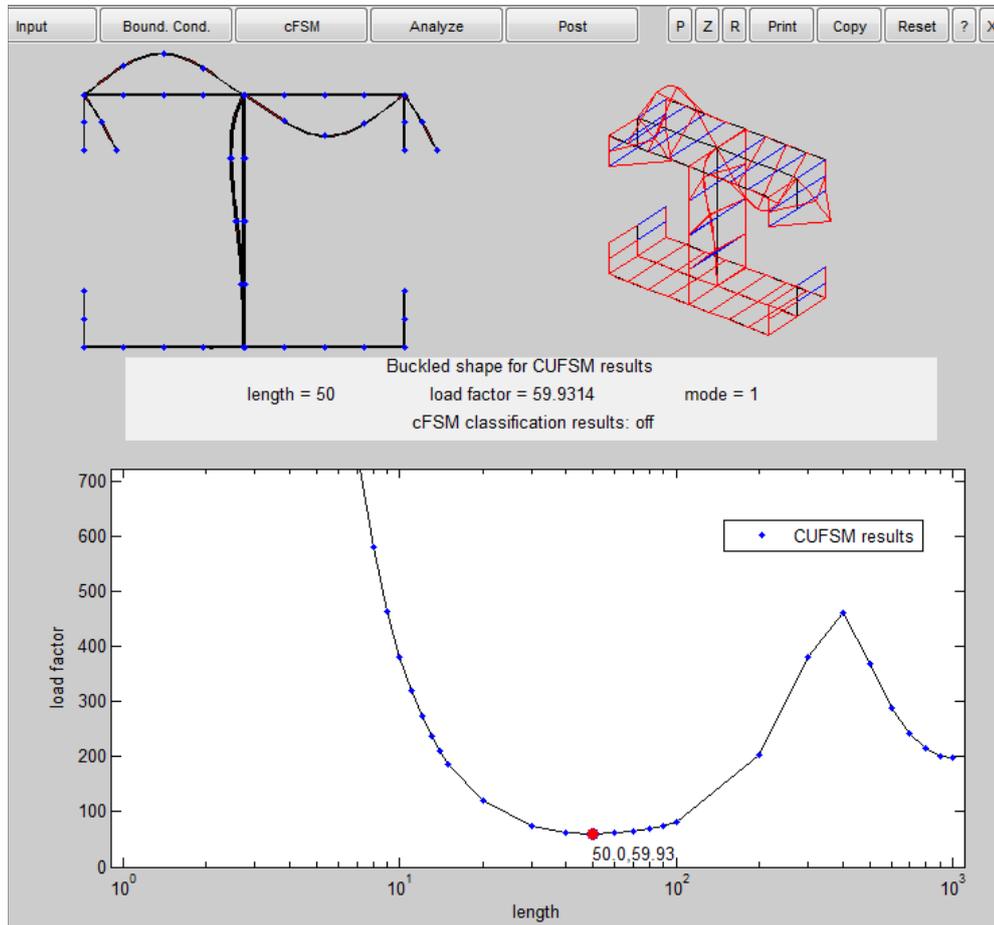


Figura 22. Saída de dados do CUFSM – Perfil $2U_e$

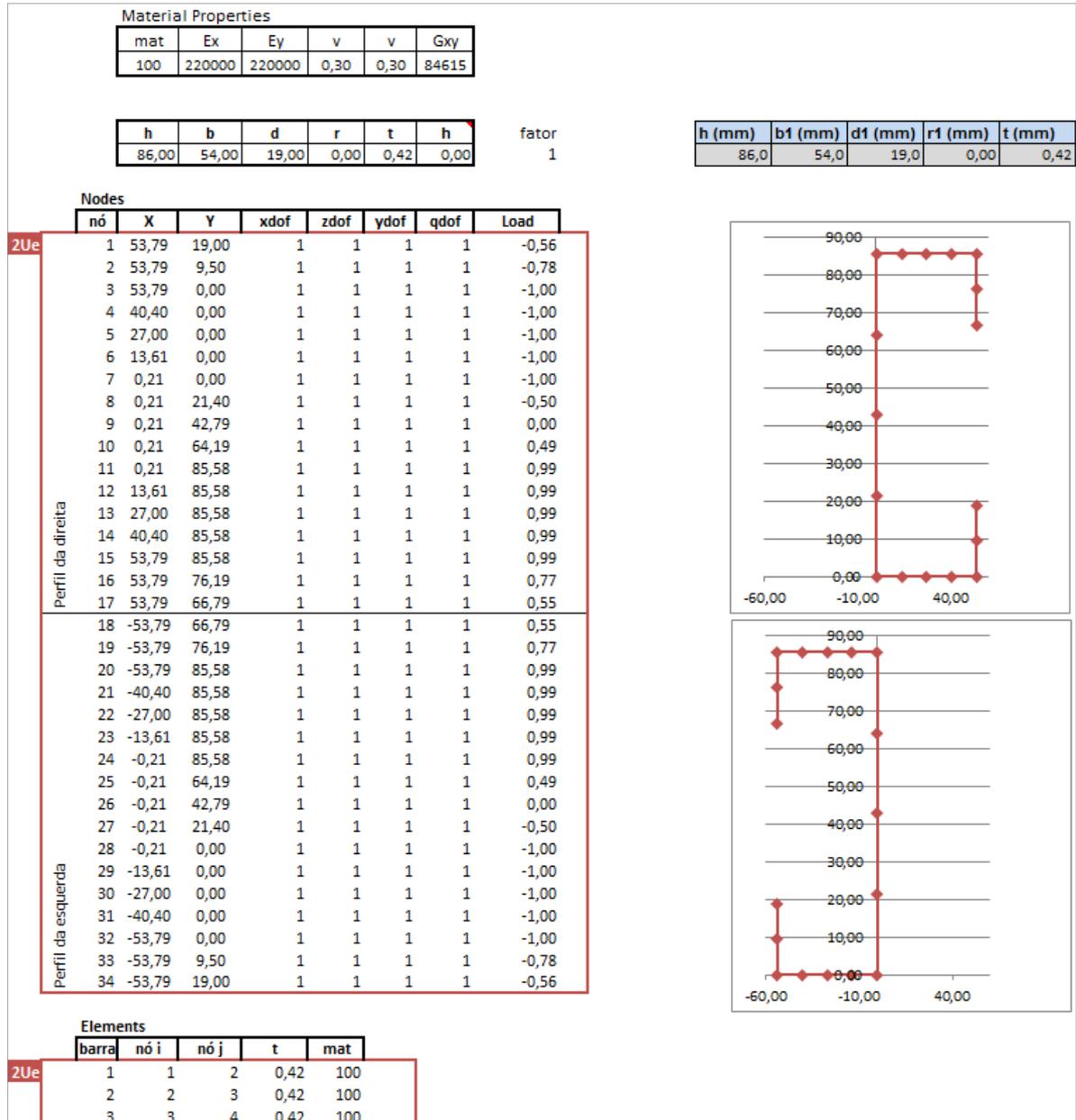


Figura 23. Planilha auxiliar para entrada de dados no CUFSM

As Equações (54) a (56) sintetizam o método para barras submetidas à flexão simples.

3.4.3.1. Flambagem lateral com torção

$$\lambda_0 = \left(\frac{W f_y}{M_e} \right)^{0,5} \rightarrow \begin{cases} M_{Re} = W f_y, & \text{para } \lambda_0 \leq 0,6 \\ M_{Re} = 1,11 \left(1 - \frac{0,278}{\lambda_0^2} \right) W \cdot f_y, & \text{para } 0,6 < \lambda_0 < 1,336 \\ M_{Re} = \frac{W f_y}{\lambda_0^2}, & \text{para } \lambda_0 \geq 1,336 \end{cases} \quad (54)$$

3.4.3.2. Flambagem local

$$\lambda_l = \left(\frac{M_{Re}}{M_l}\right)^{0,5} \rightarrow \begin{cases} M_{Rl} = M_{Re}, & \text{para } \lambda_l \leq 0,776 \\ M_{Rl} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_l^{0,8}}\right) \frac{M_{Re}}{\lambda_l^{0,8}}, & \text{para } \lambda_l > 0,776 \end{cases} \quad (55)$$

3.4.3.3. Flambagem distorcional

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{W f_y}{M_{dist}}\right)^{0,5} \rightarrow \begin{cases} M_{Rdist} = W f_y, & \text{para } \lambda_{dist} \leq 0,673 \\ M_{Rdist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}}\right) \frac{W f_y}{M_{dist}}, & \text{para } \lambda_{dist} > 0,673 \end{cases} \quad (56)$$

O Método da Resistência Direta tem se mostrado bastante eficaz no dimensionamento de barras à flexão e à compressão. Este procedimento está previsto no anexo C da ABNT NBR 14762:2010, sendo uma alternativa ao tradicional método da largura efetiva, que considera as propriedades geométricas efetivas da seção transversal. A norma brasileira estabelece valores mínimos para a relação D/b_w para as barras de seção U_e e Z_e , sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia, permitindo que essa verificação seja dispensada em alguns casos.

CAPÍTULO 4

Análise de Resultados

4.1. Visão geral sobre o banco de dados experimental

Neste estudo, primeiramente foi organizado um banco de dados de resultados experimentais dos autores para o estado limite em questão, utilizados nos cálculos dos coeficientes de ponderação da resistência e obtenção das forças resistentes para cada modelo, com a utilização da ABNT NBR 14762:2010. Esse conjunto de informações reuniu resultados de perfis nas tipologias *U* simples, *U* enrijecido, *Z* enrijecido, Duplo *U* e Duplo *U* enrijecido, sujeitos aos efeitos de flambagem global, local ou distorcional, totalizando mais de 250 resultados de ensaios experimentais. Na Tabela 6 é apresentado um resumo destes dados experimentais, por autor.

Além dos dados que foram reunidos dos trabalhos de Yu e Schafer, Javaroni, Javaroni e Gonçalves, Young e Hancock e Wang e Young, foram utilizados, também, os resultados teóricos baseados nas propriedades geométricas e do material dos modelos ensaiados, para avaliação do erro do modelo (relação entre os valores teórico e experimental), fornecendo um resultado estatístico, chamado de coeficiente profissional. O conjunto detalhado de todas as informações utilizadas será apresentado no Apêndice A.

Nos parágrafos a seguir são apresentados brevemente os trabalhos utilizados:

Javaroni (1999) analisou os modos de falha de seções tipo *U*, *U* enrijecido e *Z* enrijecido, submetidas à flexão, utilizadas como vigas e como terças com travamentos laterais. Os ensaios foram realizados para três condições de carregamentos, com dois vãos distintos, de 4500 mm e 6000 mm, variando-se o ponto de aplicação da carga e a distância entre os pontos travados lateralmente, como mostra a Figura 24, num total de 64 perfis ensaiados. Para os perfis conectados às telhas de aço, os ensaios foram realizados em uma “caixa de sucção”, simulando o efeito do vento em coberturas. Os perfis foram conectados às telhas pela mesa por meio de parafusos autobrocantes.

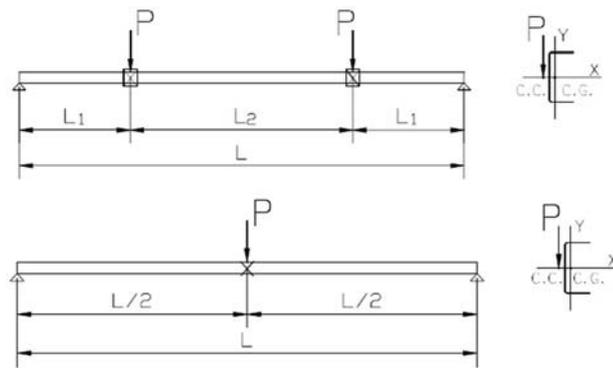


Figura 24. Esquema de carregamento (JAVARONI, 1999)

Yu e Schafer (2003) analisaram a capacidade de flexão em vigas com os perfis mais utilizados atualmente: *U enrijecido* e *Z enrijecido*. Foram realizados testes de flambagem local e de tensão em 50 perfis ensaiados. A configuração básica do teste consistiu em vigas de 4900 mm de comprimento, carregadas nos terços médios dos vãos, como ilustra a Figura 25. Os membros foram orientados de maneira oposta, de modo que o plano de rotação leva à tensão no painel, e assim fornece uma restrição adicional contra a curvatura distorcional do flange. O sistema de carregamento empregou um atuador hidráulico de 89 kN, com curso máximo de 152 mm. Uma célula de carga e um controlador monitoraram a força e asseguraram o controle de deslocamento. Após o teste inicial, os detalhes foram melhorados para garantir a flexão pura e restringir adequadamente flambagem distorcional e lateral. Foram considerados quatro métodos de projeto para comparação: A especificação norte-americana AISI, a norma canadense existente S136, o recém-adotado NAS 2001 e o método da força direta proposto por Schafer e Pekoz.

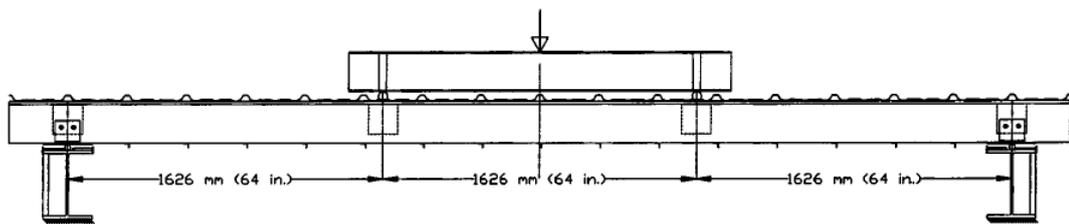


Figura 25. Esquema de carregamento (YU e SCHAFFER, 2003)

Yu e Schafer (2006) realizaram uma série de testes de flexão de quatro pontos em seções *U enrijecido* e *Z enrijecido*, vigas padrão da indústria. Detalhes do teste foram configurados para permitir a ocorrência de flambagem distorcional, e impedir a encurvadura lateral, na medida do possível e evitando outros estados limites. Apesar de permitir a ocorrência de flambagem distorcional, isso não garante que este modo de falha vai acontecer:

A falha nos testes pode iniciar por flambagem local ou lateral. Esses também fornecem uma comparação direta contra os testes de instabilidade local anteriormente desempenhadas pelos escritores. A configuração básica do teste é apresentada na Figura 26.

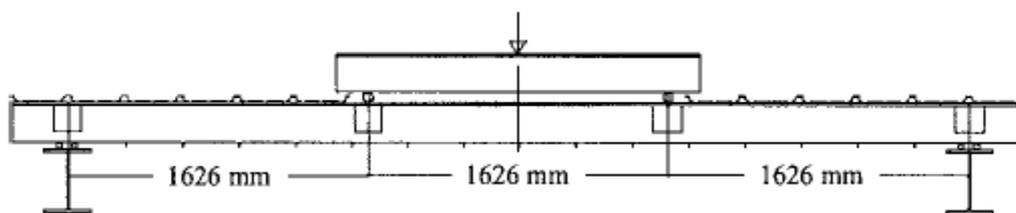


Figura 26. Esquema de carregamento (YU e SCHAFER, 2006)

Javaroni e Gonçalves (2006) apresentam e discutem os procedimentos a partir de testes experimentais de perfis formados a frio sob flexão. Os perfis analisados tinham seção *U enrijecido* e envolveram 48 modelos com comprimento de 6000 mm. A espessura, largura e dimensão dos enrijecedores foram escolhidos de modo que a flambagem por distorção fosse o principal modo de falha. As cargas foram aplicadas nos terços médios do vão com um macaco hidráulico. Uma célula de carga de 100 kN foi usada para verificação das cargas. Os resultados experimentais foram comparados com os resultados obtidos com o método da força direta. A Figura 27 apresenta a configuração do teste.

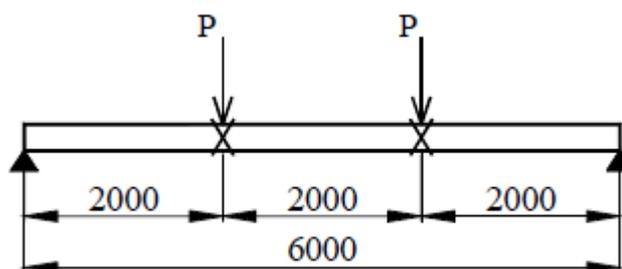


Figura 27. Esquema de carregamento (JAVARONI e GONÇALVES, 2006)

Young e Hancock (2006) descrevem testes realizados e comparações de PFF e perfis laminados a quente, com espessura acima de 12 mm. O arranjo estrutural, apresentado na Figura 28, consiste em uma viga de transferência de carga com dois pontos de carregamento distantes 480 mm entre si, apoiada na viga de teste, que tem aproximadamente 1200 mm. A máquina hidráulica de teste aplica 2000 kN de força para baixo na viga de transferência. Os testes foram realizados em 9 perfis *U* simples e concluiu-se que vigas de aço em PFF podem ser mais competitivas que os perfis laminados.

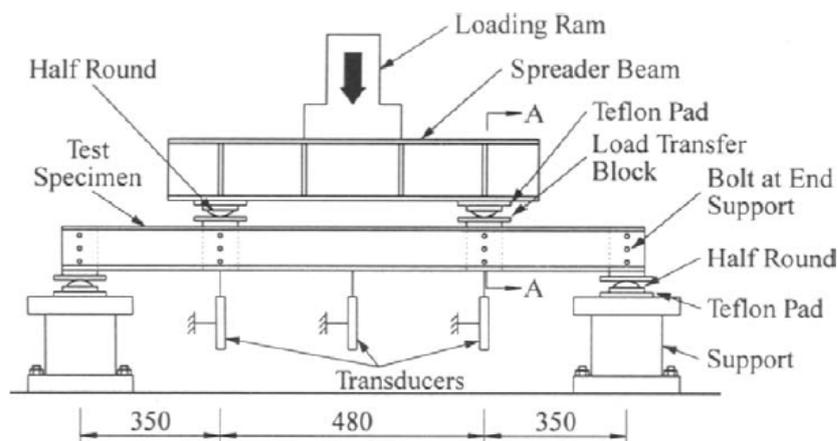


Figura 28. Arranjo estrutural (YOUNG e HANCOCK, 2006)

Wang e Young (2018) fizeram uma investigação experimental e numérica de vigas com diferentes arranjos de parafusos. Para o teste, foram formadas 35 vigas de perfis *duplo U*: 18 seções abertas ($2U_e$) e 17 seções fechadas ($2U$). As vigas tinham 1600 mm de comprimento com espaçamento entre os pontos de carga de 600 mm. O objetivo principal era investigar o efeito do espaçamento dos parafusos sobre as forças das vigas construídas. Modelos de elementos finitos foram desenvolvidos e validados com os resultados dos testes para as vigas em questão. O teste e os resultados numéricos foram comparados com as forças de projeto previstas pelo método de resistência direta. Além disso, uma análise de confiabilidade foi realizada para avaliar a confiabilidade das equações atuais do método da resistência direta. A Figura 29 mostra o arranjo estrutural dos testes.

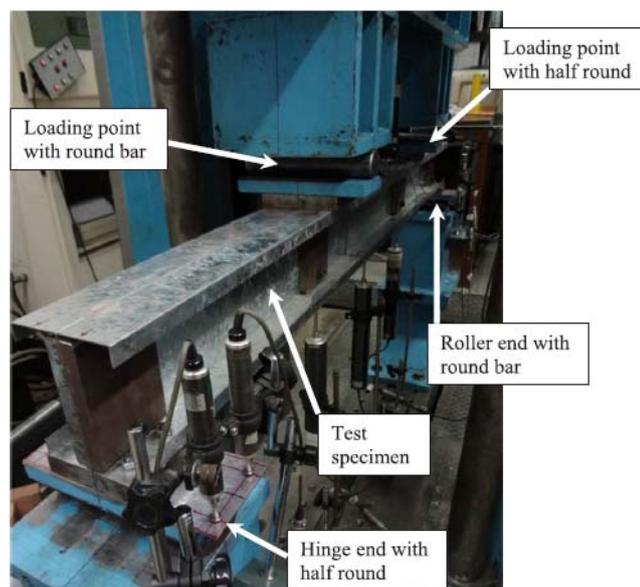


Figura 29. Arranjo estrutural (WANG e YOUNG, 2018)

Tabela 6. Grupos de dados experimentais de barras submetidas à flexão simples

Referência	Tipo de Seção	Quantidade
Javaroni (1999)	U, U_e, Z_e	64
Yu e Schafer (2003)	U_e, Z_e	50
Yu e Schafer (2006)	U_e, Z_e	48
Javaroni e Gonçalves (2006)	U_e	48
Young e Hancock (2006)	U	9
Wang e Young (2018)	$2U_e, 2U$	35

4.2. Apresentação e análise dos resultados

Foram utilizados os dados de ensaios à flexão com os perfis citados no item anterior e suas resistências teóricas foram calculadas com a aplicação de dois dos métodos disponíveis na ABNT NBR 14762:2010: o Método da Seção Efetiva (MSE) e o Método da Resistência Direta (MRD), descritos no capítulo 3.

Foram obtidos, além dos fatores de importância de cada variável, os índices de confiabilidade e probabilidade de falha em função da relação entre as ações nominais permanente e variável L_n/D_n , de 1 a 10, destacando-se as relações 3 e 5, mais usuais para perfis leves. Os resultados foram comparados com os índices de confiabilidade alvo utilizados na calibração da norma norte-americana: $\beta_0 = 2,5$ e $3,0$ para AISI – LRFD:2016 e AISI S100 – LSD:2016, respectivamente. Os índices de confiabilidade foram calculados de acordo com a combinação $(\gamma_D D_n + \gamma_L L_n)$, sendo:

- Combinação (1): $1,2D_n + 1,6L_n$, com $L_n/D_n = 5$ e $\beta_0 = 2,5$ (LRFD)
- Combinação (2): $1,25D_n + 1,5L_n$, com $L_n/D_n = 3$ e $\beta_0 = 3,0$ (LSD)

Para as análises, foram feitos três agrupamentos:

- (A) todos os dados, por método;
- (B) por modo de falha e método;
- (C) por tipo de perfil e modo de falha.

Para utilização do método FORM, a média e o coeficiente de variação da variável resistência, R_m e V_R e ainda, o tipo de distribuição de probabilidade são informações estatísticas fundamentais. O procedimento para o cálculo do índice de confiabilidade pode ser assim descrito:

- entrada de dados: coeficiente de ponderação da resistência γ , coeficientes de ponderação das ações, γ_D e γ_L , e relação L_n/D_n ;

- obtenção dos valores R_n , L_n e D_n (GALAMBOS *et al.*, 1982);
- reconstrução dos valores D e L nominais;
- informação das estatísticas das variáveis básicas M , F , P , D e L (ELLINGWOOD *et al.*, 1980);
- análise de confiabilidade com a equação de estado-limite: $g(\cdot) = R_n(MFP) - (D+L)$

4.2.1. Estatísticas do erro do modelo

O erro do modelo é representado pela relação entre os valores teórico e experimental da resistência, fornecendo um resultado estatístico, chamado de coeficiente profissional P . Esse coeficiente é uma variável aleatória que caracteriza a variabilidade da resistência da barra, proveniente das incertezas do modelo adotado.

Foram calculados os valores da média μ e do desvio padrão σ e ajustou-se a melhor distribuição de frequência utilizando-se o software MINITAB[®] 18. Nas Figuras 30 e 31 são apresentados os histogramas da variável P para todos os dados estudados, agrupados por método. Tanto para o MRD como para o MSE, a distribuição que apresentou melhor ajuste foi a lognormal.

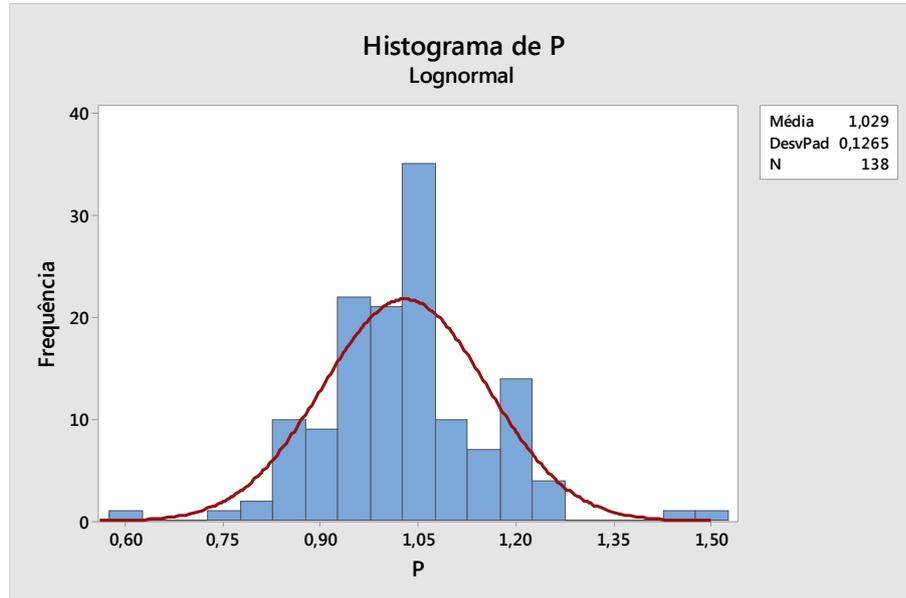


Figura 30. Distribuição de probabilidade correspondente a todos os dados para o MRD

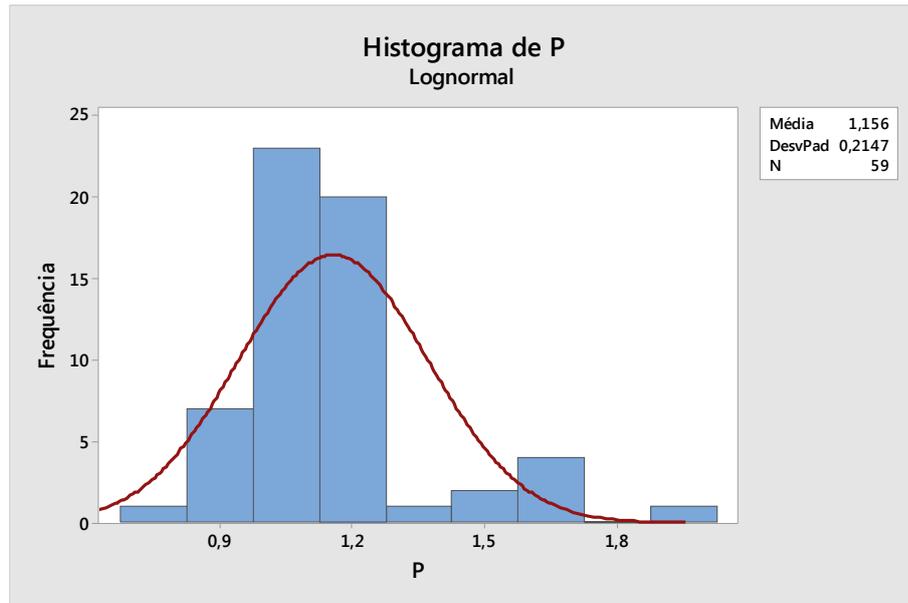


Figura 31. Distribuição de probabilidade correspondente a todos os dados para o MSE

Nas figuras 32, 33 e 34 são apresentados os histogramas da variável P para alguns dados estudados, agrupados por modo de falha e método. Para estes casos, a distribuição que apresentou melhor ajuste foi a normal para o primeiro caso (Flambagem local - MSE) e lognormal para os outros dois (Flambagem local - MRD e Flambagem distorcional - MRD). Na Figura 35 é apresentado um gráfico de probabilidade correspondente à melhor distribuição para o caso de flambagem distorcional - MRD.

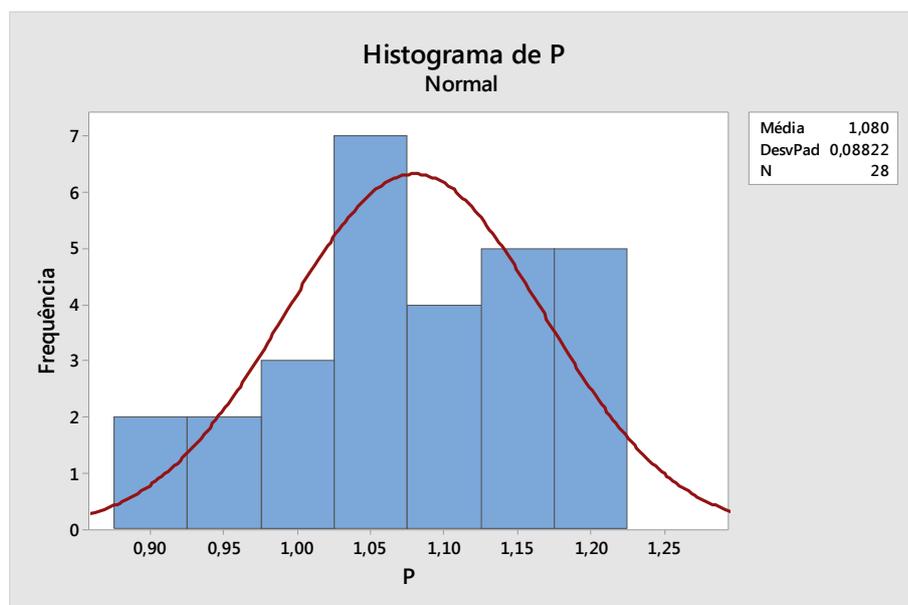


Figura 32. Distribuição de probabilidade pelo MSE correspondente às seções com flambagem local

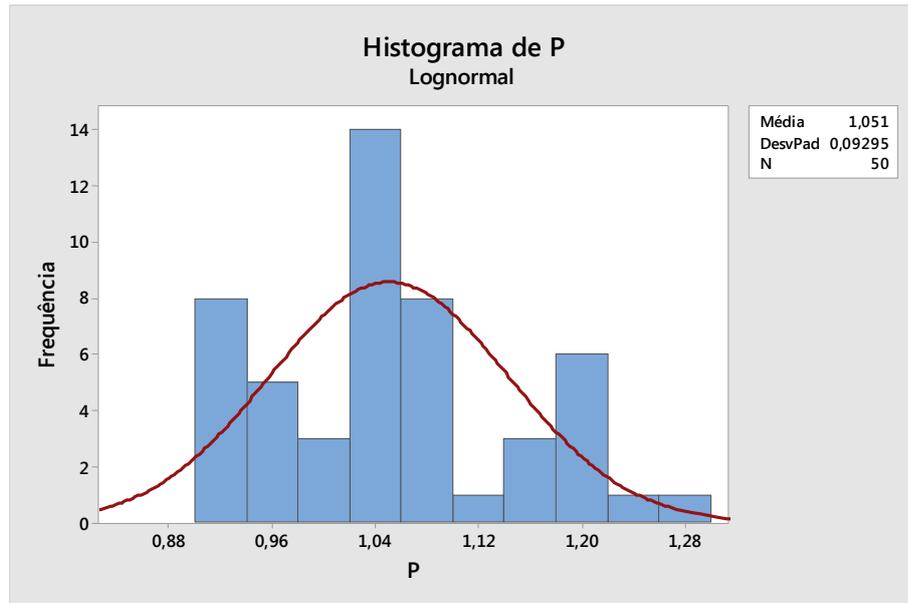


Figura 33. Distribuição de probabilidade pelo MRD correspondente às seções com flambagem local

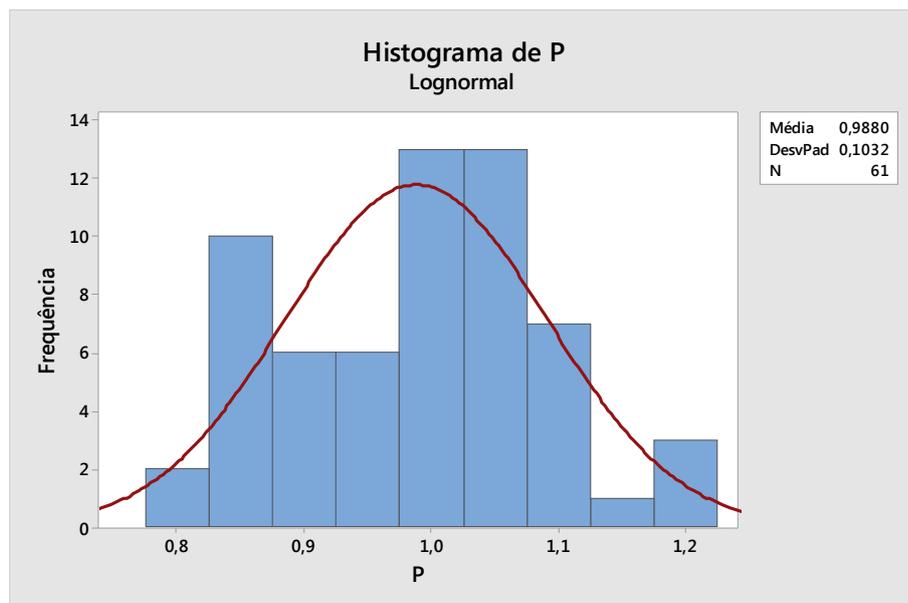


Figura 34. Distribuição de probabilidade pelo MRD correspondente às seções com flambagem distorcional

Foram realizados testes de normalidade de *Kolmogorov-Smirnov* (KS), também no software MINITAB® 18, com nível de significância alfa de 5% (0,05), o que indica um risco de 5% de concluir que os dados não seguem distribuição normal quando eles seguem. O teste compara a função de distribuição acumulada dos seus dados com a distribuição esperada se forem normais. Quanto maior a medida KS, melhor o ajuste do modelo.

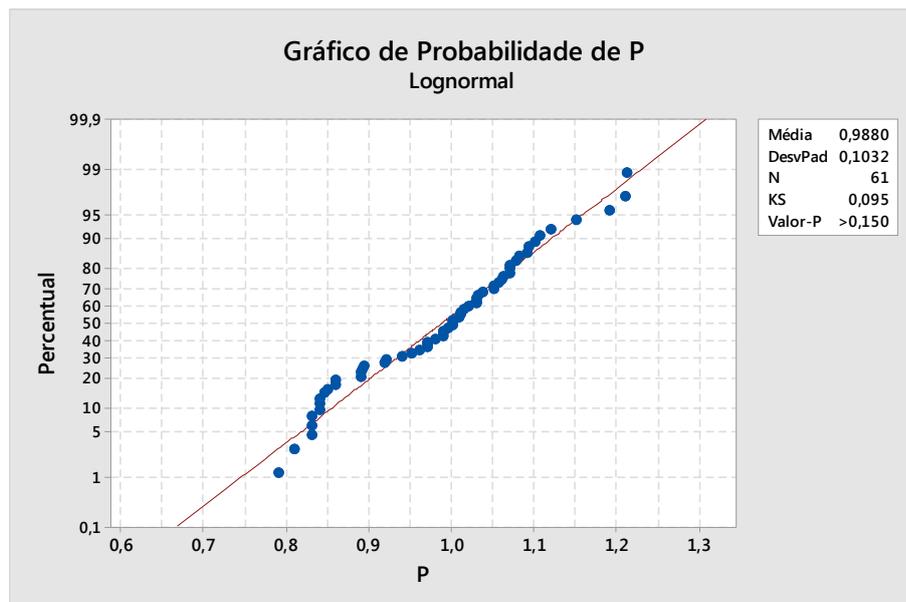


Figura 35. Gráfico de probabilidade pelo MRD correspondente à melhor distribuição para o caso de flambagem distorcional

No Apêndice B são apresentados os histogramas da variável P para o agrupamento (C): por tipo de perfil e modo de falha.

4.2.2. Índice de confiabilidade e Probabilidade de falha

Na Tabela 7 são apresentados os índices de confiabilidade e as probabilidades de falha para o agrupamento de todos os perfis por método aplicado (MRD ou MSE).

Tabela 7. Estatísticas do índice de confiabilidade e coeficiente profissional – Agrupamento (A)

Método	Parâmetros Estatísticos	Índice de Confiabilidade (β)	$1,2D_n + 1,6L_n$		$1,25D_n + 1,5L_n$	
			$\frac{L_n}{D_n} = 5$	$\frac{L_n}{D_n} = 3$	$\frac{L_n}{D_n} = 5$	$\frac{L_n}{D_n} = 3$
MRD	N 138	β_{FOSM}	2,40	2,45	2,21	2,28
	P_m 1,029	β_{FORM}	2,36	2,39	2,20	2,24
	V_P 0,123	β_{SMC}	2,36	2,38	2,19	2,22
		$P_f(FORM)$	0,009	0,008	0,014	0,012
MSE	N 59	β_{FOSM}	2,52	2,54	2,35	2,40
	P_m 1,156	β_{FORM}	2,47	2,49	2,32	2,36
	V_P 0,186	β_{SMC}	2,46	2,47	2,30	2,32
		$P_f(FORM)$	0,007	0,006	0,010	0,009

O índice de confiabilidade, considerando a combinação (1) é de 2,36 para o MRD e de 2,47 para o MSE. Em comparação com o índice de confiabilidade alvo $\beta_0 = 2,5$, os métodos

mostraram-se satisfatórios. Para a combinação (2), os índices de confiabilidade são respectivamente 2,24 e 2,36 para o MRD e MSE, inferiores ao valor alvo $\beta_0= 3,0$. Em todos os casos, o índice encontrado pelo FOSM é levemente superior em relação ao FORM, que tem valor idêntico (ou muito próximo) ao encontrado pela SMC.

Na Tabela 8 são apresentados os índices de confiabilidade e as probabilidades de falha para o agrupamento (B), por modo de falha e método aplicado (MSE ou MRD).

Tabela 8. Estatísticas do índice de confiabilidade e coeficiente profissional – Agrupamento (B)

Modo de falha / Método	Parâmetros Estatísticos		Índice de Confiabilidade (β)	$1,2D_n + 1,6L_n$		$1,25D_n + 1,5L_n$	
				$\frac{L_n}{D_n} = 5$	$\frac{L_n}{D_n} = 3$	$\frac{L_n}{D_n} = 5$	$\frac{L_n}{D_n} = 3$
Flambagem Local - MSE	N	28	β_{FOSM}	2,75	2,84	2,55	2,66
	P_m	1,080	β_{FORM}	2,66	2,71	2,49	2,56
	V_P	0,082	β_{SMC}	2,60	2,67	2,45	2,54
			$P_f(FORM)$	0,004	0,003	0,006	0,005
Flambagem Local - MRD	N	50	β_{FOSM}	2,62	2,69	2,42	2,51
	P_m	1,051	β_{FORM}	2,54	2,59	2,37	2,44
	V_P	0,088	β_{SMC}	2,54	2,57	2,36	2,44
			$P_f(FORM)$	0,007	0,007	0,011	0,010
Flambagem Distorcional - MRD	N	61	β_{FOSM}	2,32	2,37	2,12	2,19
	P_m	0,988	β_{FORM}	2,29	2,32	2,12	2,17
	V_P	0,104	β_{SMC}	2,29	2,28	2,12	2,15
			$f(FORM)$	0,011	0,010	0,017	0,015

O índice de confiabilidade para os perfis que colapsaram por flambagem local, considerando a combinação (1) é 2,66 para o MSE e 2,54 para o MRD, mostrando-se adequados para o alvo de calibração $\beta_0= 2,5$. Já para os perfis que sofreram flambagem distorcional, o índice é de 2,29, pouco inferior ao alvo. Para a combinação (2), os índices de confiabilidade são respectivamente 2,56, 2,44 e 2,17 para flambagem local (MSE e MRD) e flambagem distorcional (MRD), todos inferiores ao valor alvo $\beta_0= 3,0$. Como no primeiro agrupamento, em todos os casos, o índice encontrado pelo FOSM é levemente superior em relação ao FORM, que tem valor idêntico (ou muito próximo) ao encontrado pela SMC.

Na Tabela 9 são apresentados os índices de confiabilidade e as probabilidades de falha para o agrupamento (C), por tipo de perfil e modo de falha.

Tabela 9. Estatísticas do índice de confiabilidade e coeficiente profissional – Agrupamento

(C)

Perfil / Modo de falha	Parâmetros Estatísticos		Índice de Confiabilidade (β)	$1,2D_n + 1,6L_n$		$1,25D_n + 1,5L_n$	
				$\frac{L_n}{D_n} = 5$	$\frac{L_n}{D_n} = 3$	$\frac{L_n}{D_n} = 5$	$\frac{L_n}{D_n} = 3$
U_e - Flambagem Local	N	24	β_{FOSM}	2,74	2,83	2,54	2,64
	P_m	1,066	β_{FORM}	2,64	2,69	2,47	2,54
	V_P	0,070	β_{SMC}	2,65	2,69	2,47	2,53
			$P_f(FORM)$	0,004	0,004	0,017	0,016
U_e - Flambagem Distorcional	N	38	β_{FOSM}	2,26	2,30	2,07	2,13
	P_m	0,979	β_{FORM}	2,24	2,27	2,07	2,11
	V_P	0,110	β_{SMC}	2,24	2,26	2,07	2,09
			$P_f(FORM)$	0,013	0,012	0,019	0,017
U - Flambagem Lateral com Torção	N	16	β_{FOSM}	2,85	2,92	2,67	2,76
	P_m	1,171	β_{FORM}	2,76	2,80	2,60	2,66
	V_P	0,130	β_{SMC}	2,75	2,80	2,57	2,63
			$P_f(FORM)$	0,003	0,003	0,005	0,004
Z_e - Flambagem Local	N	20	β_{FOSM}	2,47	2,55	2,26	2,36
	P_m	0,987	β_{FORM}	2,41	2,45	2,24	2,30
	V_P	0,052	β_{SMC}	2,39	2,48	2,24	2,30
			$P_f(FORM)$	0,008	0,007	0,014	0,011
Z_e - Flambagem Distorcional	N	18	β_{FOSM}	2,37	2,43	2,17	2,25
	P_m	0,984	β_{FORM}	2,34	2,37	2,17	2,22
	V_P	0,085	β_{SMC}	2,31	2,35	2,13	2,20
			$P_f(FORM)$	0,010	0,009	0,015	0,013
$2U_e$ - Flambagem Distorcional	N	5	β_{FOSM}	2,61	2,67	2,41	2,50
	P_m	1,068	β_{FORM}	2,54	2,58	2,37	2,43
	V_P	0,108	β_{SMC}	2,51	2,50	2,37	2,41
			$P_f(FORM)$	0,005	0,005	0,009	0,007
$2U$ - Flambagem Local	N	5	β_{FOSM}	3,43	3,59	3,22	3,39
	P_m	1,224	β_{FORM}	3,19	3,28	3,02	3,13
	V_P	0,024	β_{SMC}	3,20	3,35	3,05	3,08
			$P_f(FORM)$	0,001	0,000	0,001	0,001
U_e - Flambagem Lateral com Torção	N	4	β_{FOSM}	1,45	1,42	1,31	1,30
	P_m	0,915	β_{FORM}	1,37	1,33	1,26	1,24
	V_P	0,271	β_{SMC}	1,29	1,26	1,19	1,17
			$P_f(FORM)$	0,085	0,092	0,104	0,108
Z_e - Flambagem Lateral com Torção	N	7	β_{FOSM}	2,22	2,26	2,02	2,08
	P_m	0,967	β_{FORM}	2,20	2,22	2,04	2,07
	V_P	0,109	β_{SMC}	2,16	2,20	1,99	2,03
			$P_f(FORM)$	0,014	0,013	0,021	0,019

Para a combinação (1), quase a totalidade do índice de confiabilidade dos perfis teve boa aproximação com o índice de confiabilidade alvo $\beta_0 = 2,5$, exceto os dois últimos casos: 1,37 para U_e e 2,20 para Z_e . Na combinação (2) os métodos resultaram num índice de confiabilidade inferior ao valor alvo $\beta_0 = 3,0$, exceto para o perfil duplo U, que apresentou índice de 3,13.

Os gráficos apresentados nas Figuras 36 a 39 mostram os índices de confiabilidade β versus razão L_n/D_n para o agrupamento (A). Observa-se que os valores de β decrescem de forma mais evidente para L_n/D_n entre 1 e 3, e mantem-se praticamente constantes no outro trecho, de L_n/D_n entre 3 e 10. Nos gráficos 40 a 45, pode-se observar o mesmo comportamento nos gráficos referentes ao agrupamento (B). Os gráficos relativos ao agrupamento (C) apresentaram comportamentos semelhantes e estão dispostos no Apêndice C.

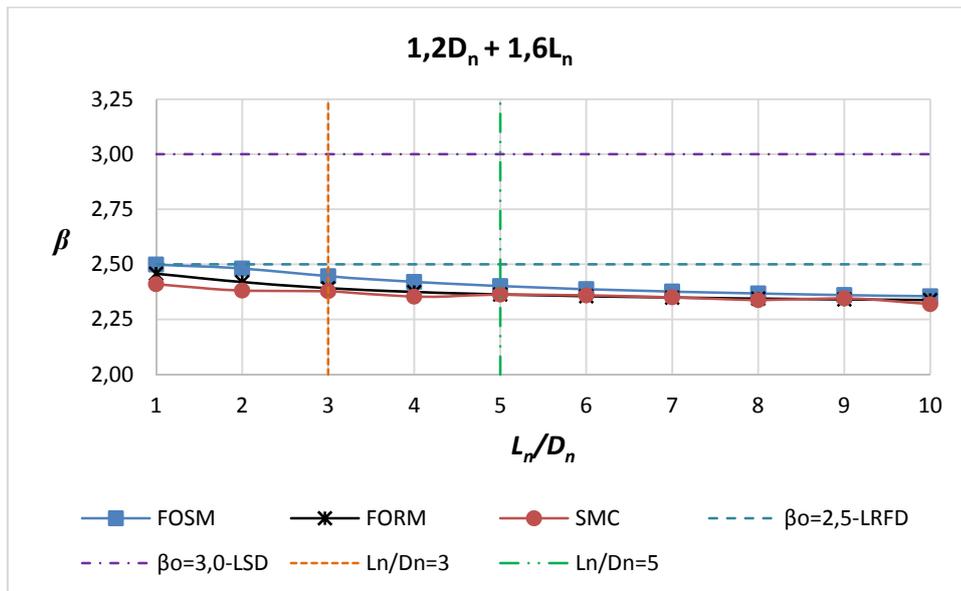


Figura 36. Índice de confiabilidade – Combinação (1) para todos os dados pelo MRD

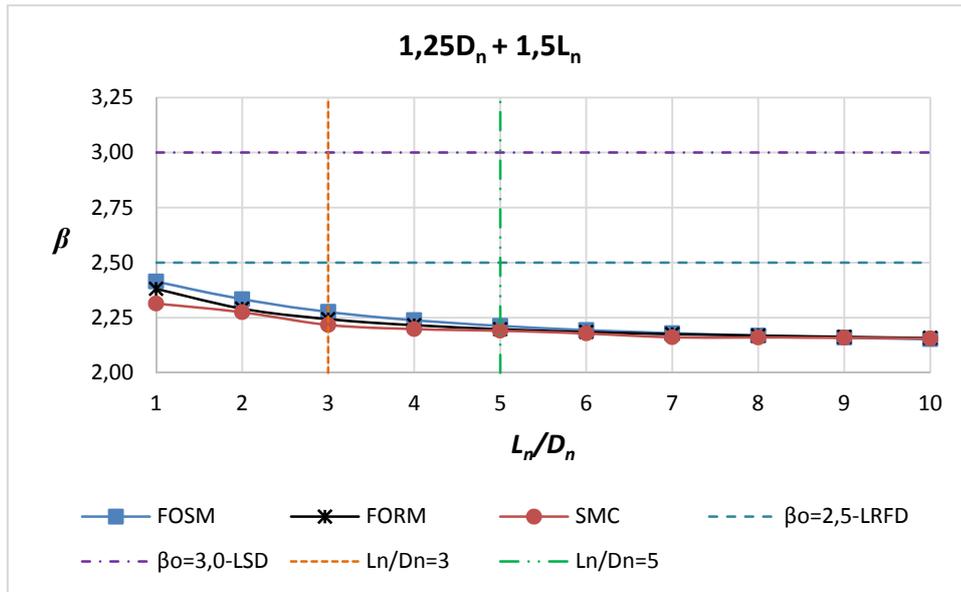


Figura 37. Índice de confiabilidade – Combinação (2) para todos os dados pelo MRD

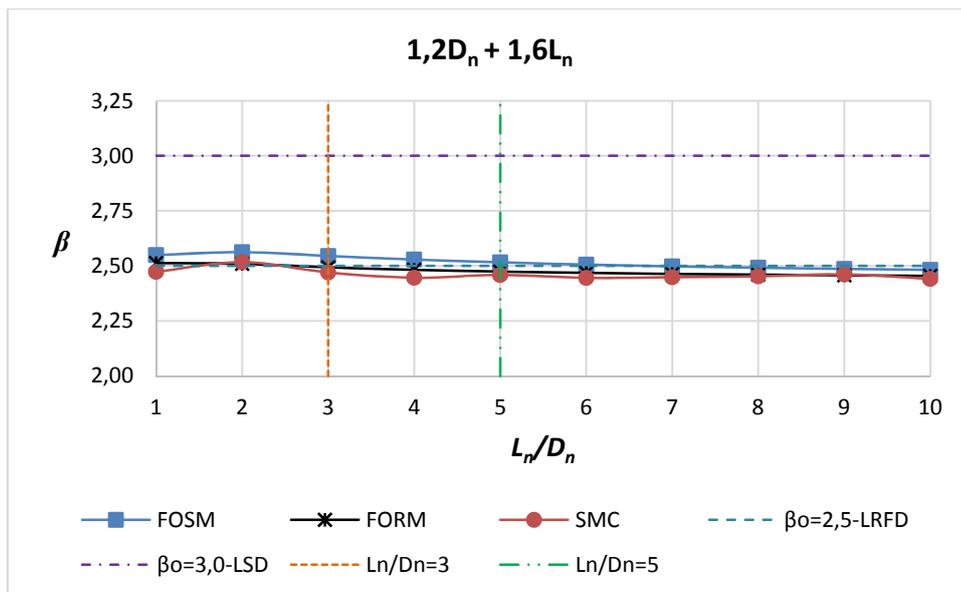


Figura 38. Índice de confiabilidade – Combinação (1) para todos os dados pelo MSE

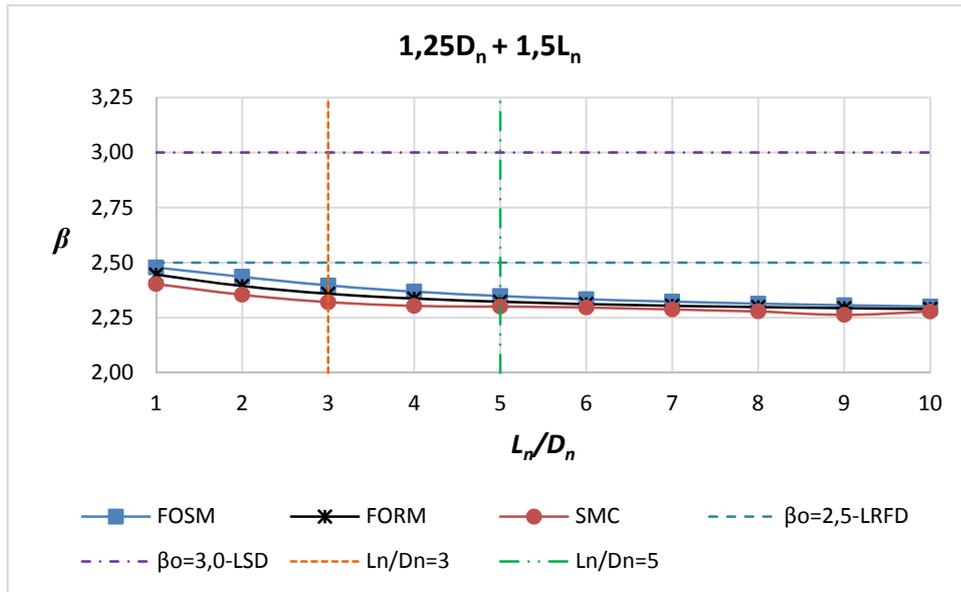


Figura 39. Índice de confiabilidade – Combinação (2) para todos os dados pelo MSE

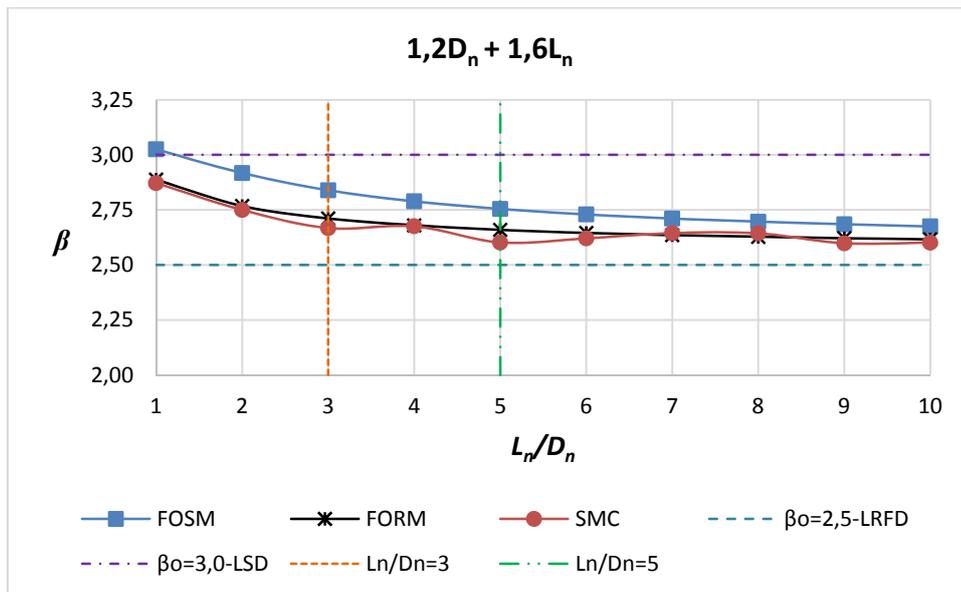


Figura 40. Índice de confiabilidade – Combinação (1) (Local-MSE).

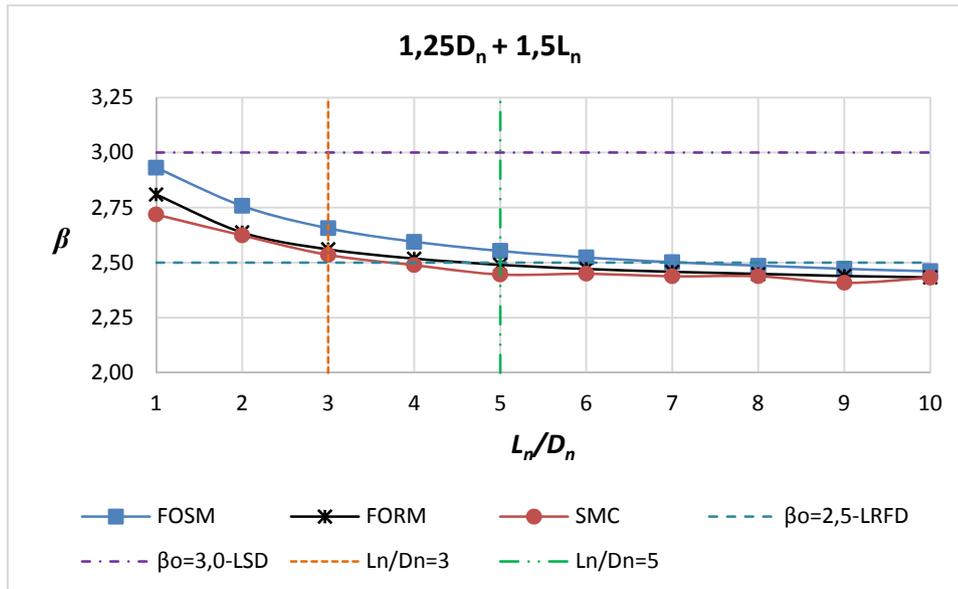


Figura 41. Índice de confiabilidade – Combinação (2) (Local-MSE).

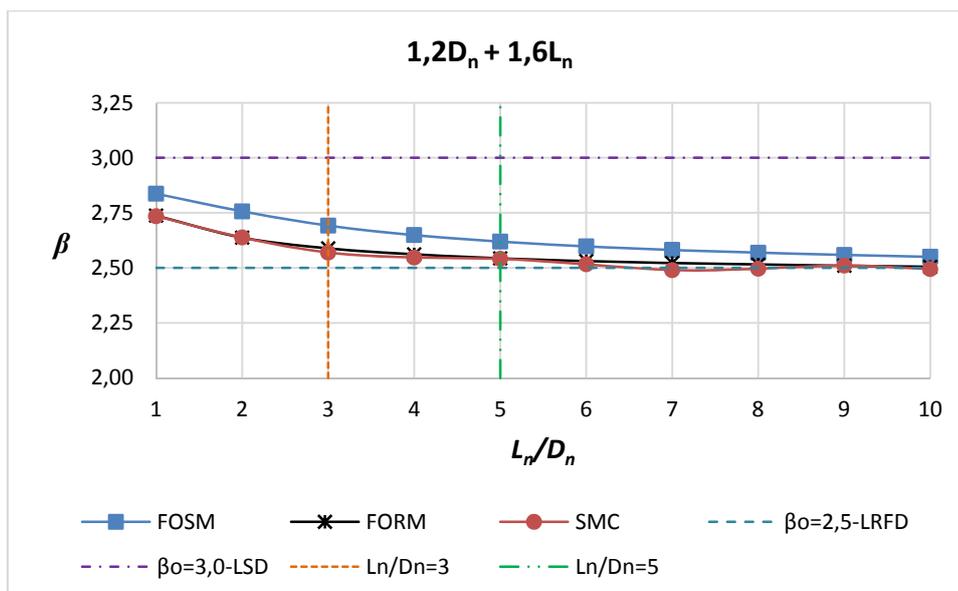


Figura 42. Índice de confiabilidade – Combinação (1) (Local-MRD).

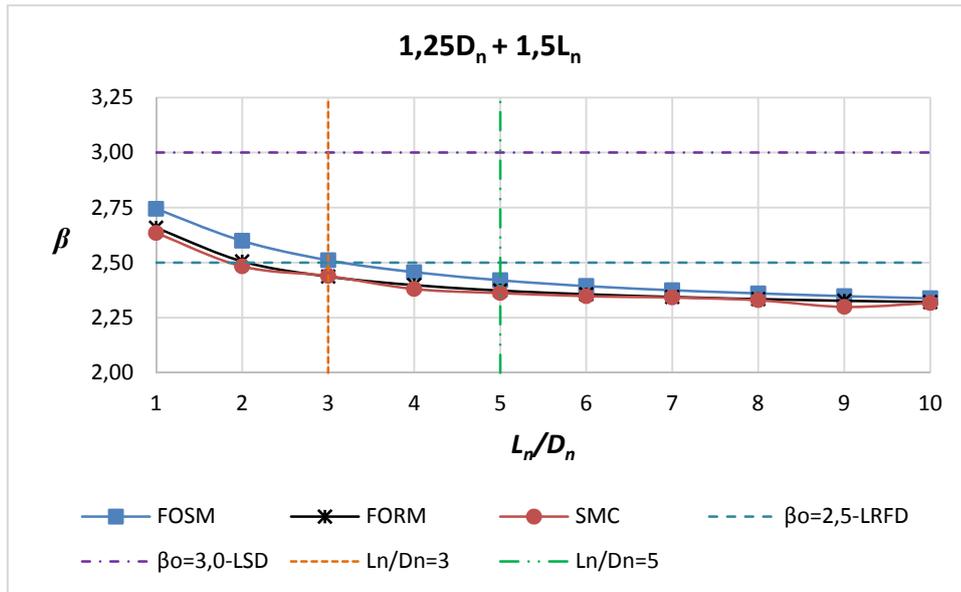


Figura 43. Índice de confiabilidade – Combinação (2) (Local-MRD).

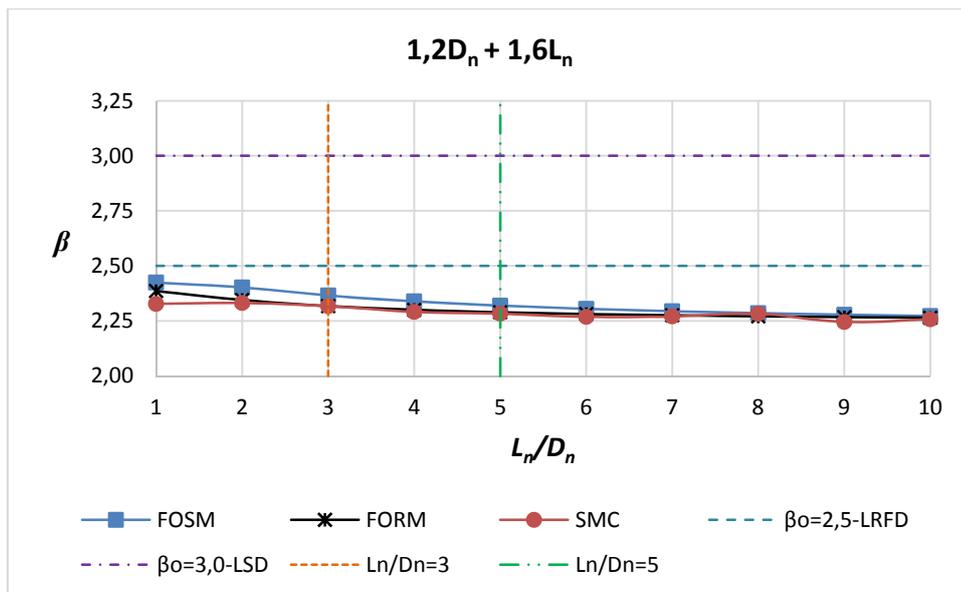


Figura 44. Índice de confiabilidade – Combinação (1) (Distorcional-MRD).

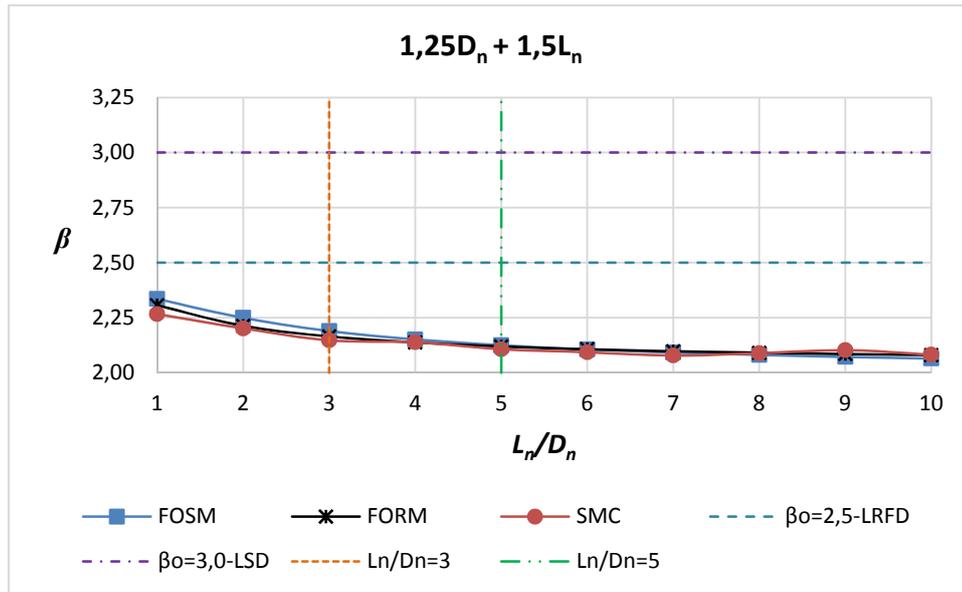


Figura 45. Índice de confiabilidade – Combinação (2) (Distorcional-MRD).

4.2.3. Fator de importância

O FORM gera outras importantes medidas além da probabilidade de falha, as chamadas medidas de sensibilidade. Dentre essas medidas, os fatores de importância indicam qual é a importância relativa de cada variável no valor final da probabilidade de falha. As variáveis que apresentam fatores de importância altos são os que efetivamente contribuem com a probabilidade de falha.

Os dados estatísticos das variáveis M (Fator material) e F (Fator fabricação) foram obtidos da planilha para cálculo do índice de confiabilidade, apresentada na Figura 9, admitindo a distribuição lognormal (LN). Em relação às variáveis D e L , os dados estatísticos foram obtidos da tabela 2, admitindo as distribuições normal (N) e de extremo tipo I (GM), respectivamente.

Nos gráficos das Figuras 46 e 47 são apresentadas as medidas de sensibilidade para as variáveis aleatórias calculadas para todos os dados por método empregado – Agrupamento (A).

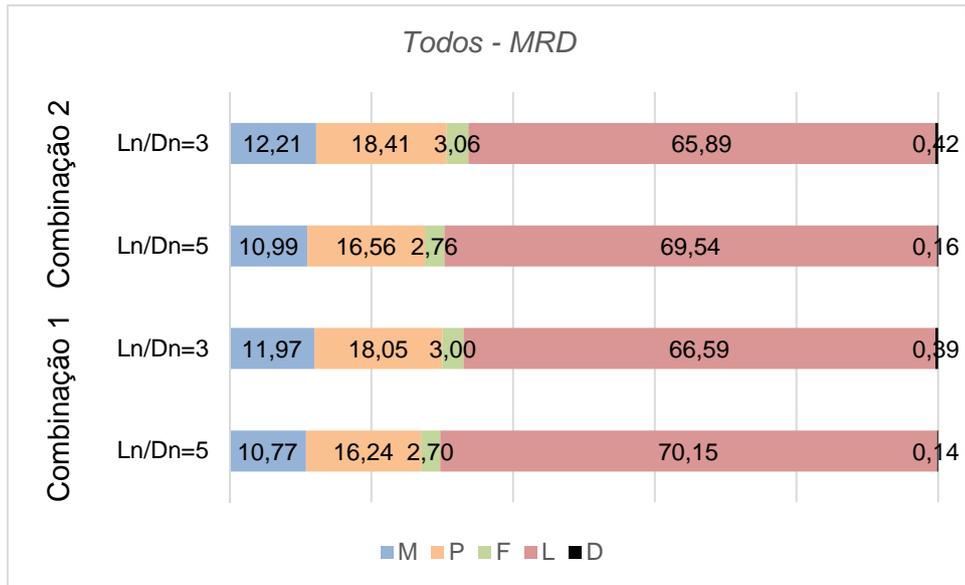


Figura 46. Fatores de importância para todos dados pelo MRD

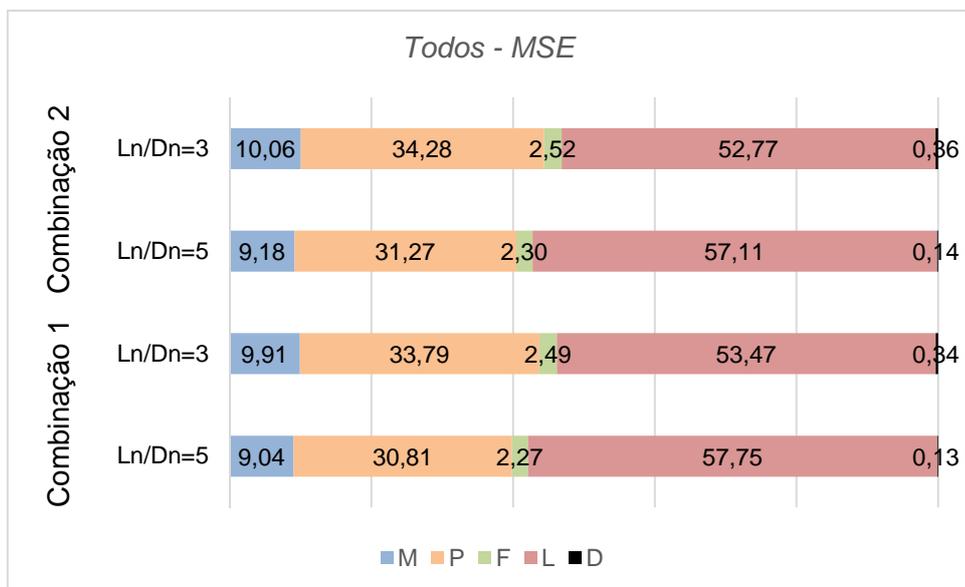


Figura 47. Fatores de importância para todos dados pelo MSE

Nos gráficos das Figuras 48 a 50 são apresentadas as medidas de sensibilidade para as variáveis aleatórias calculadas para o agrupamento (B): por modo de falha e método empregado.

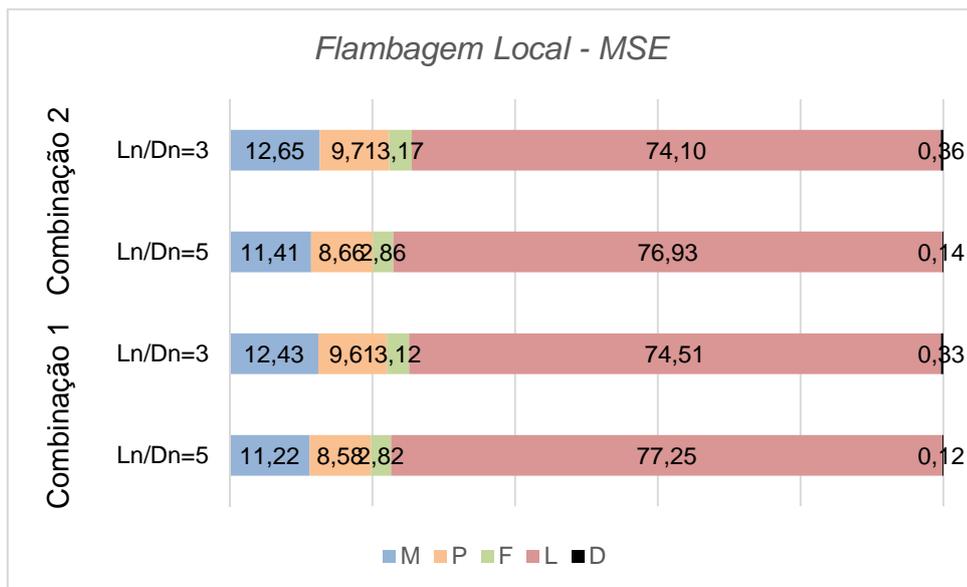


Figura 48. Fatores de importância para os dados que sofrem flambagem local (MSE)

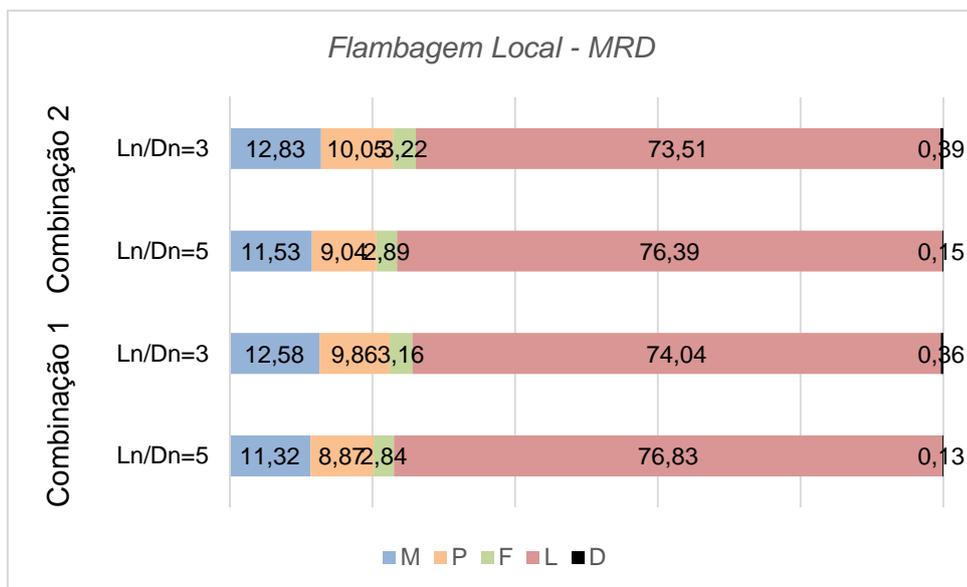


Figura 49. Fatores de importância para os dados que sofrem flambagem local (MRD)

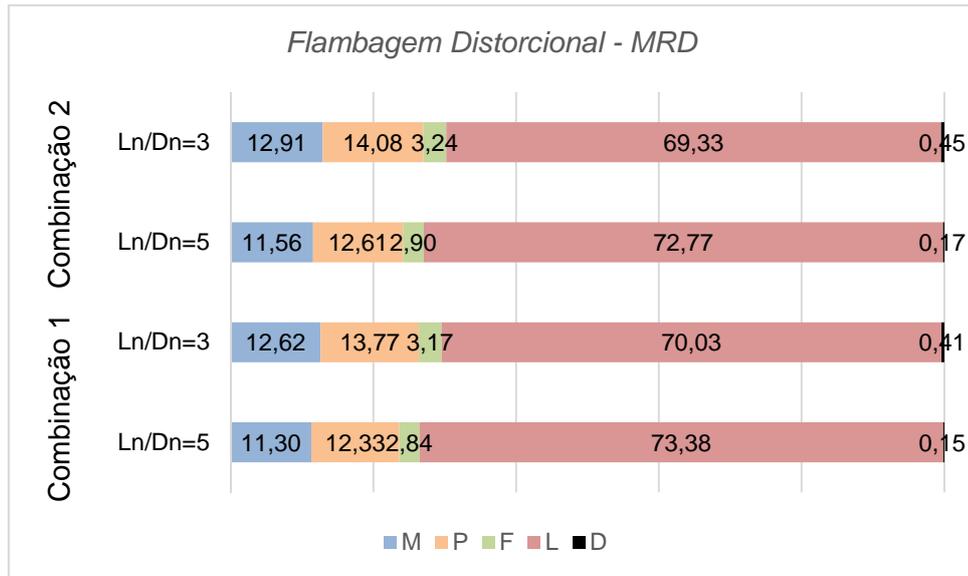


Figura 50. Fatores de importância para os dados que sofrem flambagem distorcional (MRD)

Os resultados demonstram a maior importância da ação variável L em todos os casos, que é justificada por sua alta variabilidade. De acordo com Tabela 2, a distribuição que representa a variável L é a distribuição de valores extremos, que abrange maior área em comparação com a distribuição normal, que representa a variável D , com menor expressão. Já dentre as variáveis relacionadas à parcela de resistência, a incerteza erro do modelo, P , foi a principal.

Nos gráficos das Figuras 51 a 59 são apresentadas as medidas de sensibilidade para o agrupamento (C): por tipo de perfil e modo de falha. A configuração observada para os fatores de importância é a mesma das demais observadas, exceto para o caso dos perfis U_e – flambagem lateral por torção, onde a ação P teve maior importância que as demais .

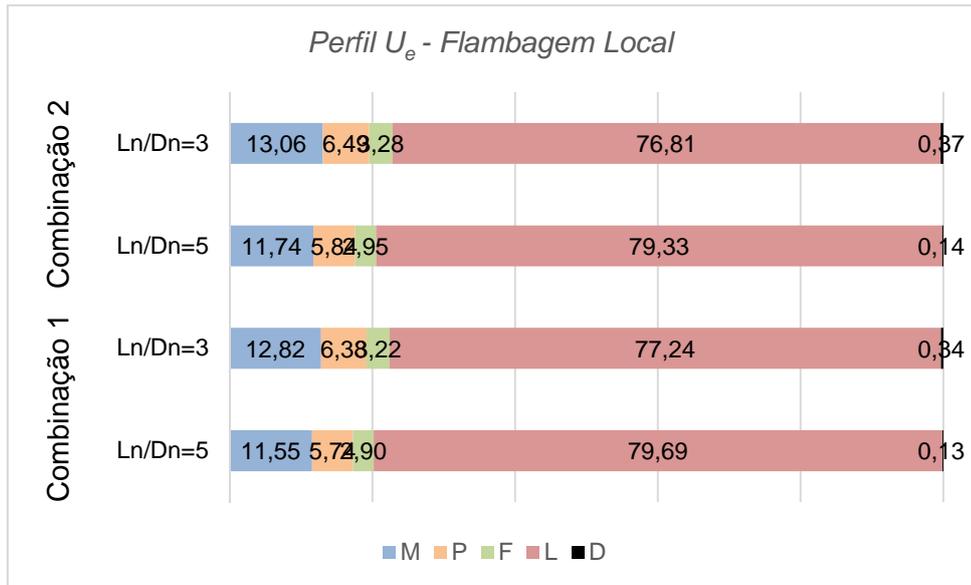


Figura 51. Fatores de importância para perfis tipo U_e que sofrem flambagem local

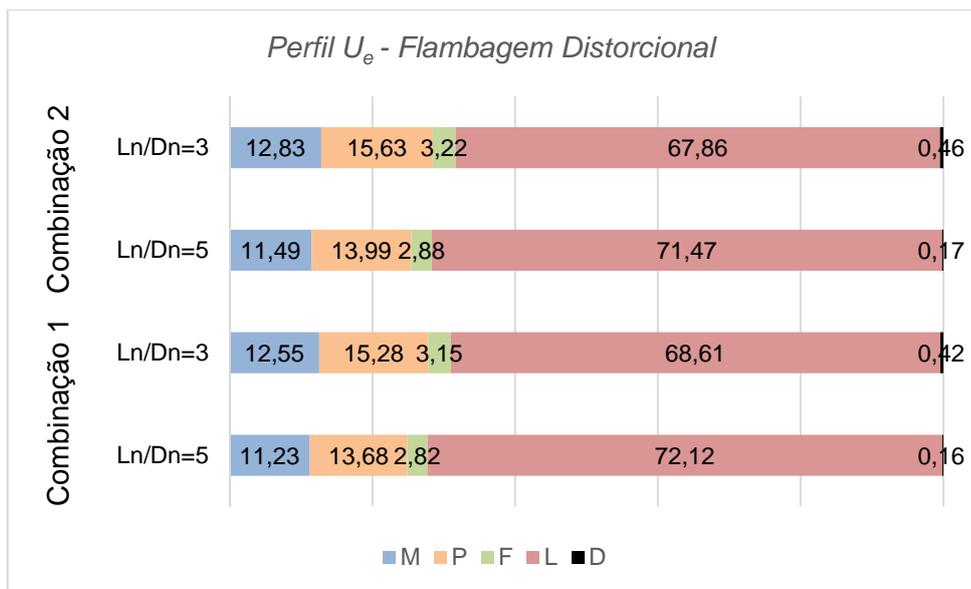


Figura 52. Fatores de importância para perfis tipo U_e que sofrem flambagem distorcional

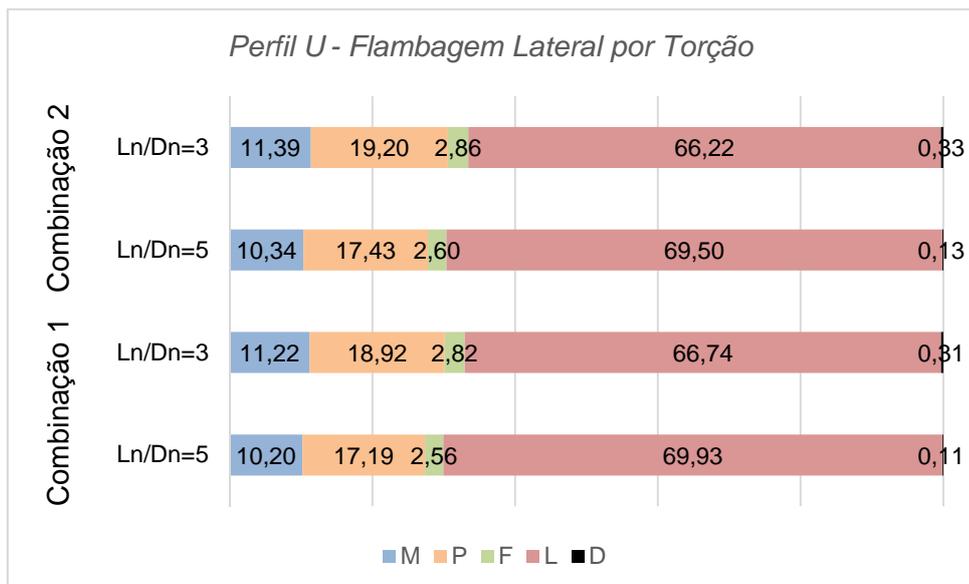


Figura 53. Fatores de importância para perfis tipo U que sofrem flambagem lateral por torção

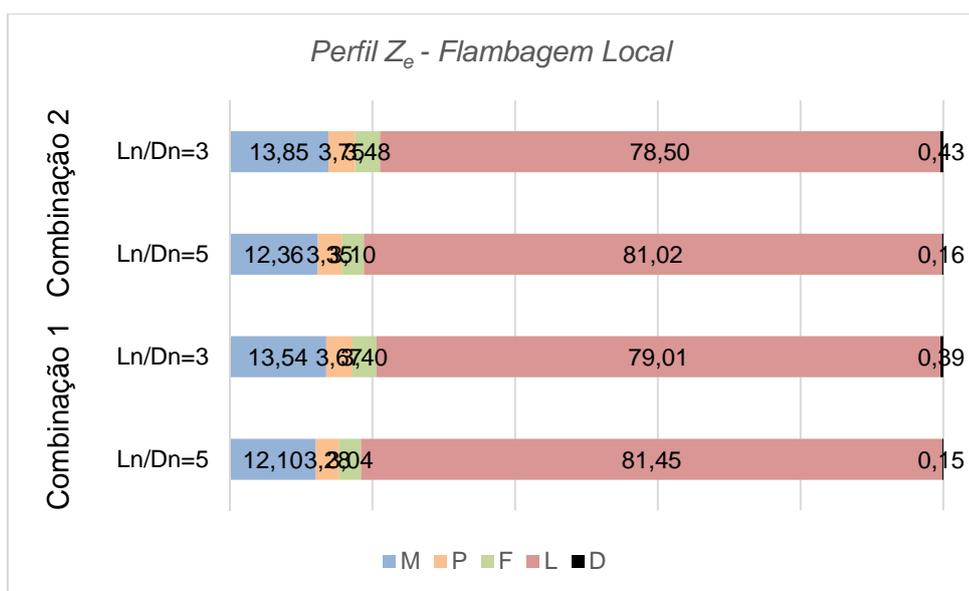


Figura 54. Fatores de importância para perfis tipo Z_e que sofrem flambagem local

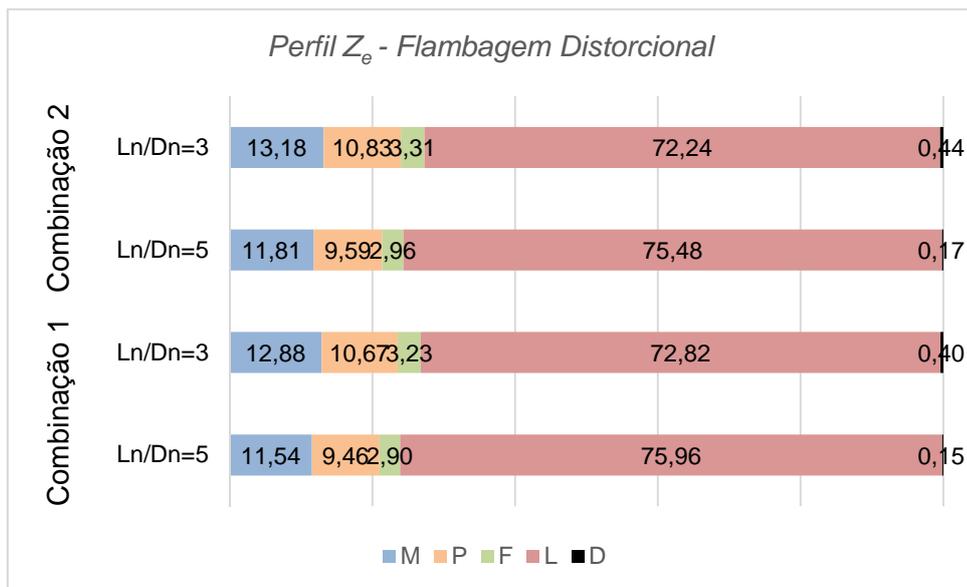


Figura 55. Fatores de importância para perfis tipo Z_e que sofrem flambagem distorcional

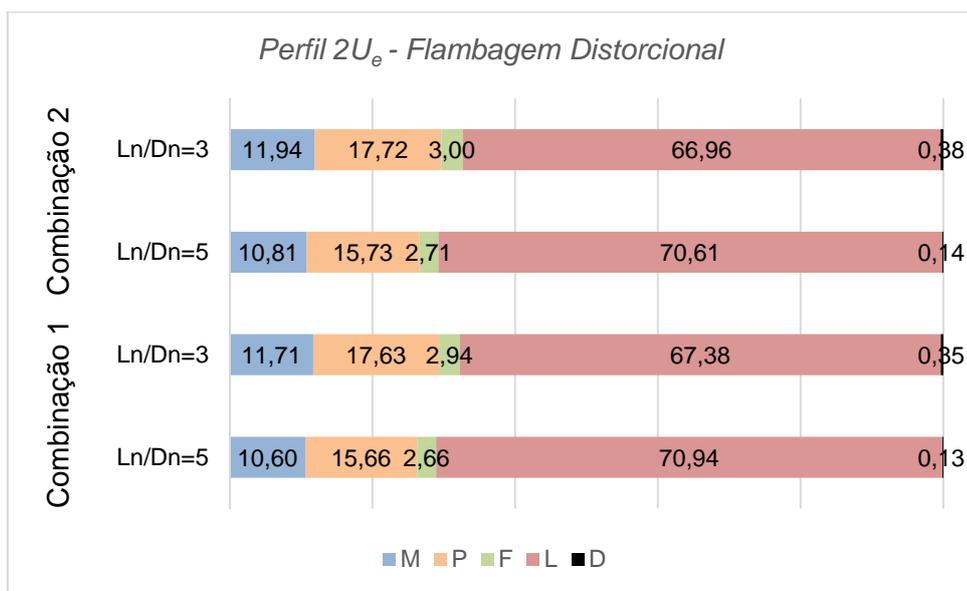


Figura 56. Fatores de importância para perfis tipo $2U_e$ que sofrem flambagem Distorcional

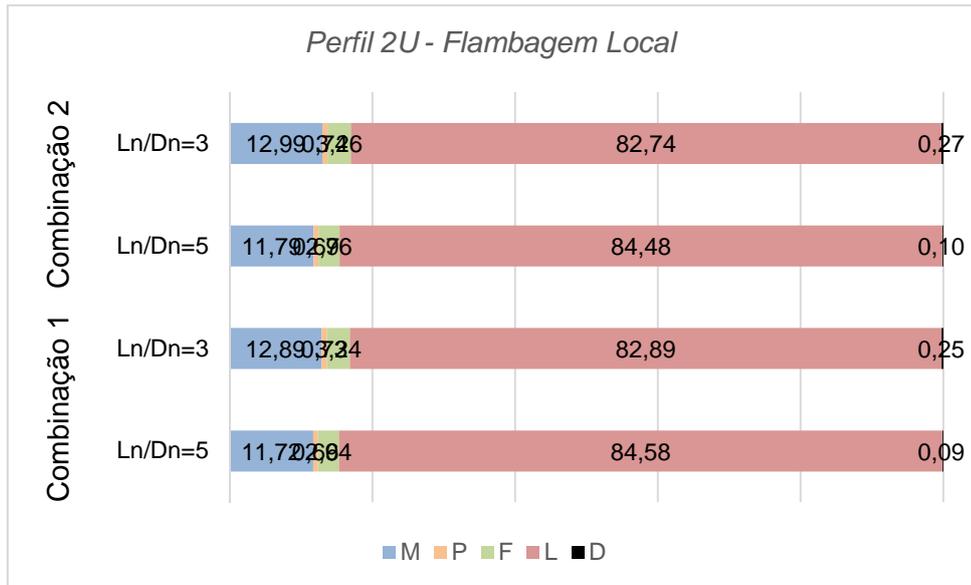


Figura 57. Fatores de importância para perfis tipo 2U que sofrem flambagem local

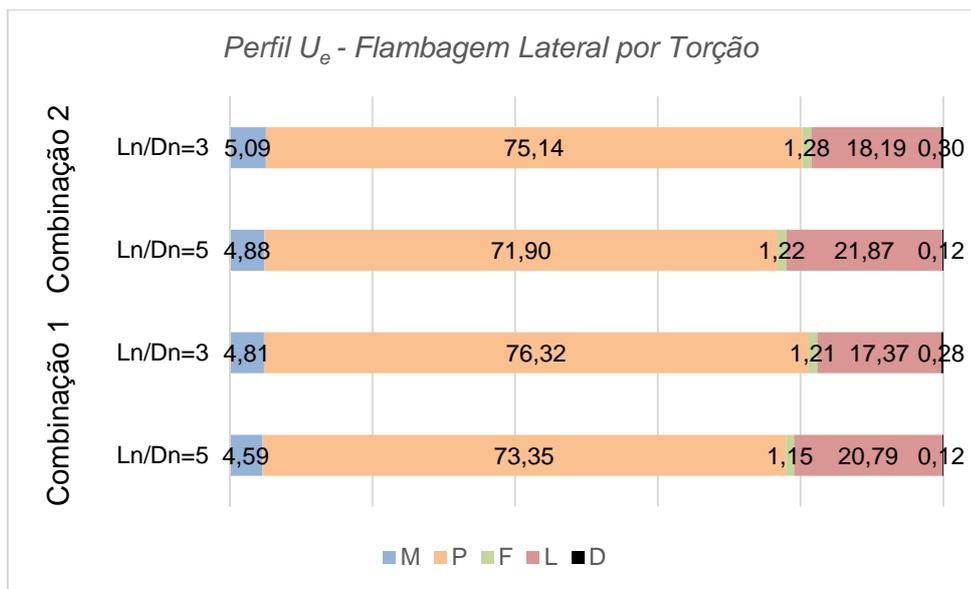


Figura 58. Fatores de importância para perfis tipo U_e que sofrem flambagem lateral por torção

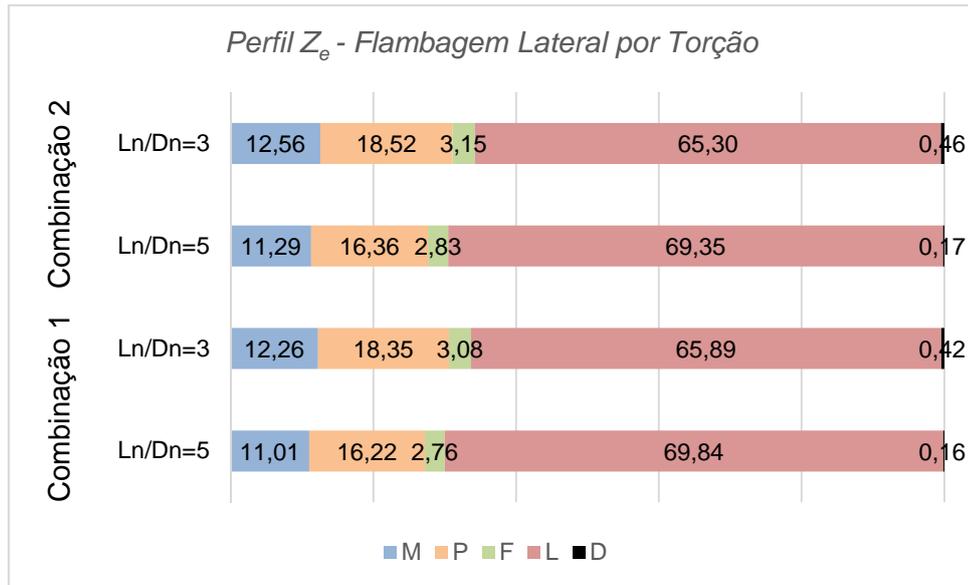


Figura 59. Fatores de importância para perfis tipo Z_e que sofrem flambagem lateral por torção

4.2.4. Coeficiente de ponderação da resistência

As curvas apresentadas nas Figuras de 60 a 85 representam a variação dos índices de confiabilidade β em relação aos coeficientes de ponderação da resistência, com γ variando de 1,10 a 1,30 em função de L_n/D_n . Com isso, pode-se verificar qual a curva mais adequada para o nível de segurança necessário.

Para o agrupamento (A), Figuras 60 a 63, para a combinação (1), nos dois casos, verificou-se que a curva mais apropriada corresponde ao coeficiente de ponderação $\gamma = 1,15$, diferente do recomendado pela norma. Enquanto para a combinação (2), a melhor curva seria aquela correspondente ao $\gamma = 1,20$ para que o nível de segurança se mantivesse inalterado.

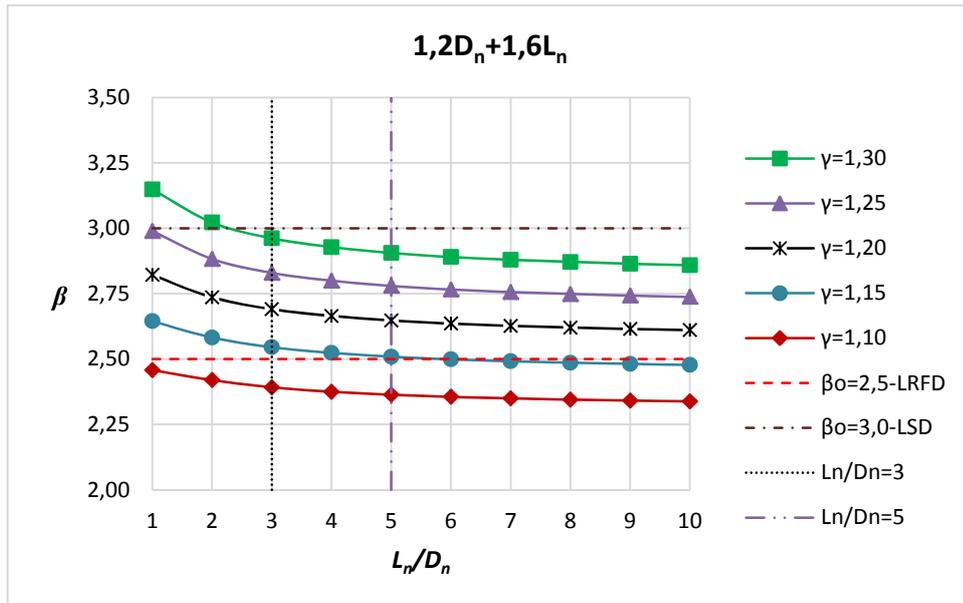


Figura 60. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Todos - MRD)

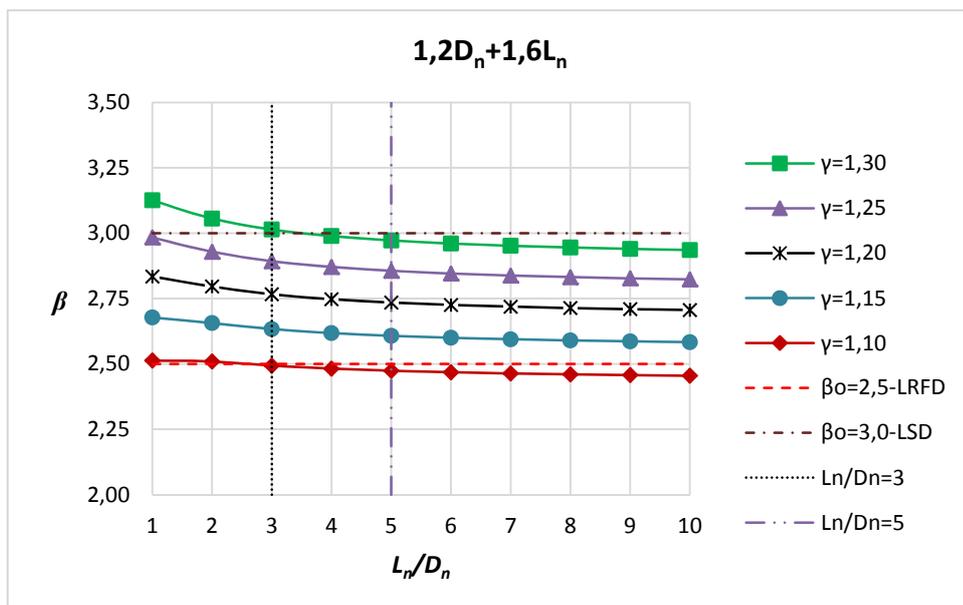


Figura 61. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Todos - MSE)

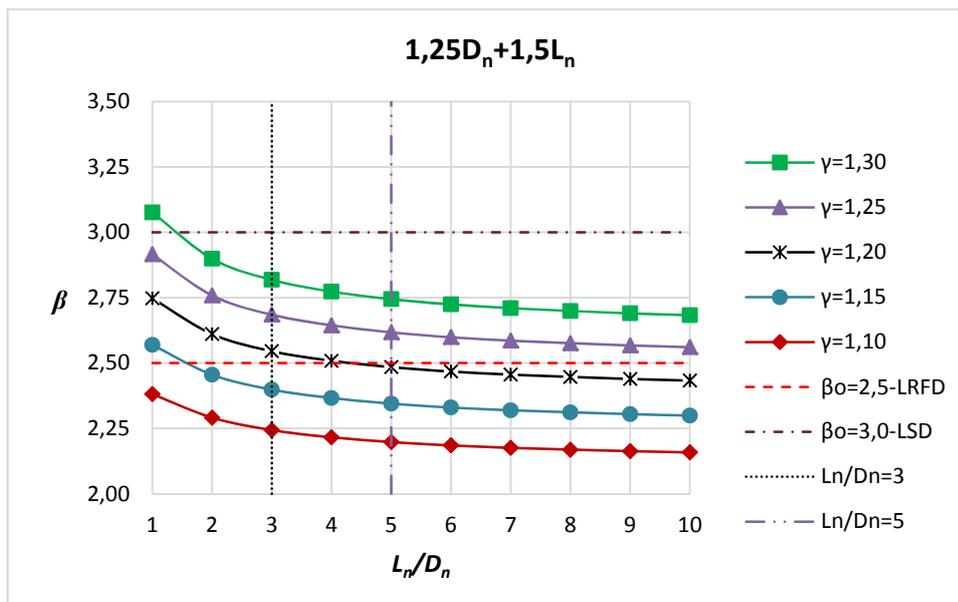


Figura 62. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Todos - MRD)

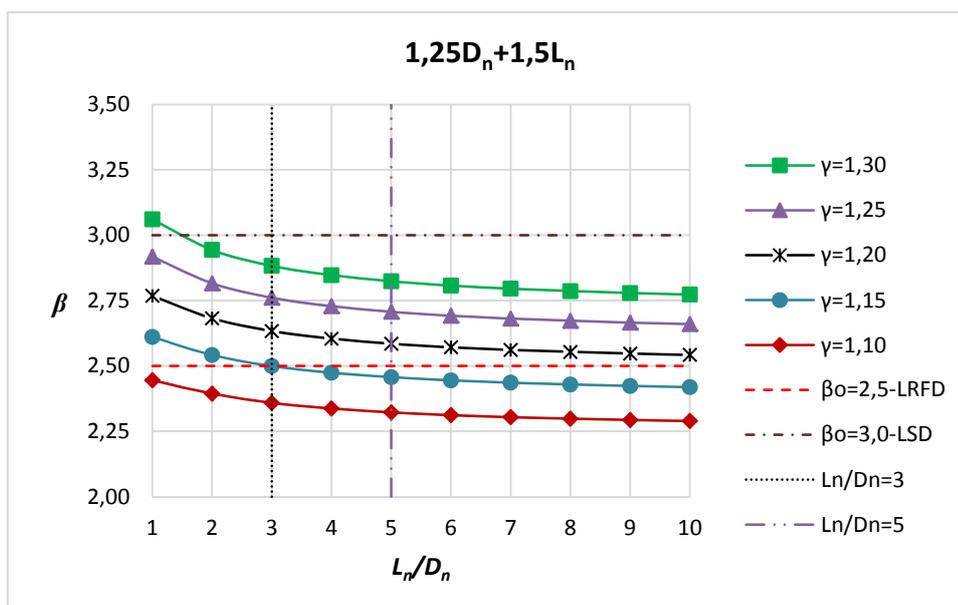


Figura 63. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Todos - MSE)

Referente ao agrupamento (B), por modo de falha e método, o grupo que sofre flambagem local - MSE (Local-MSE), Figuras 64 e 65, para ambas combinações verificou-se que a curva mais apropriada corresponde ao coeficiente de ponderação $\gamma = 1,10$, recomendado pela norma.

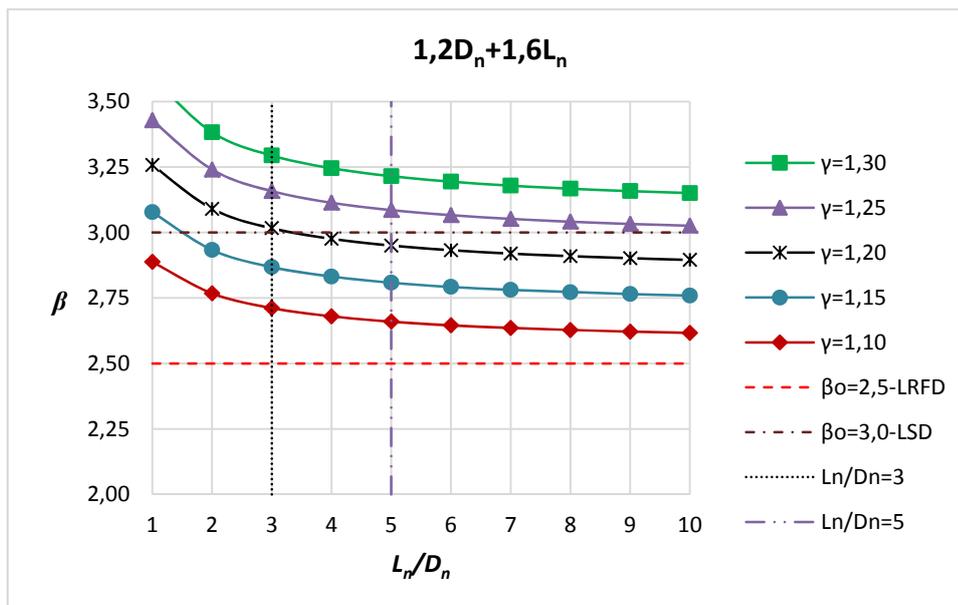


Figura 64. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Local-MSE)

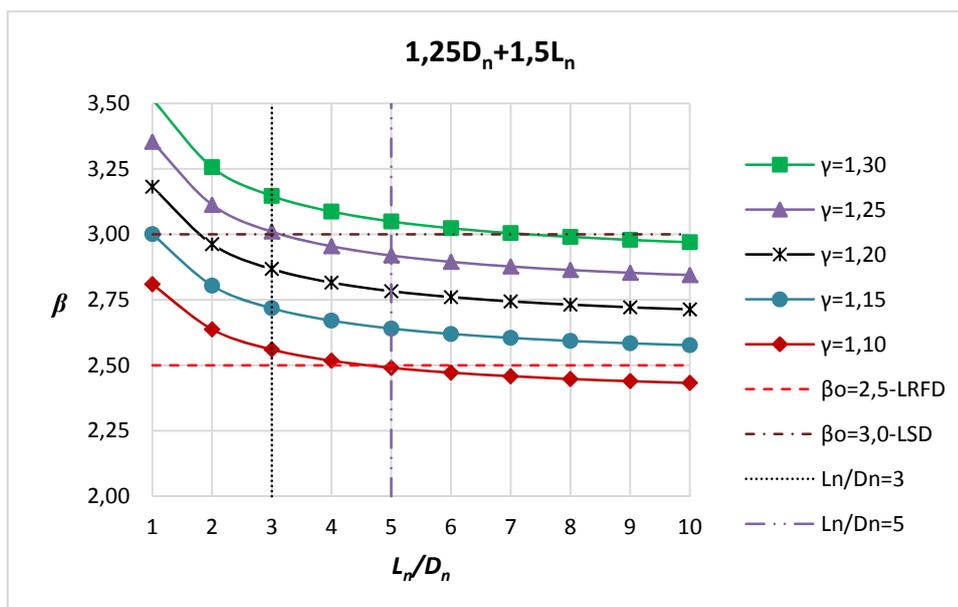


Figura 65. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Local-MSE)

O grupo que sofre flambagem local (Local-MRD), Figuras 66 e 67, na combinação (1), verificou-se que a curva mais apropriada corresponde ao coeficiente de ponderação $\gamma = 1,10$, recomendado pela norma. Enquanto para a combinação (2), a melhor curva seria aquela correspondente ao $\gamma = 1,15$ para que o nível de segurança se mantivesse inalterado.

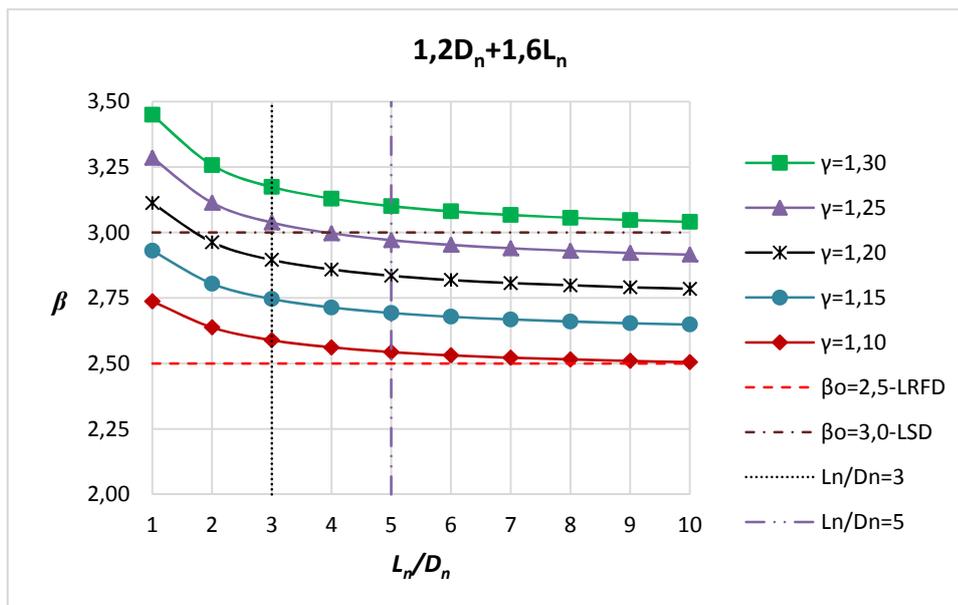


Figura 66. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Local-MRD)

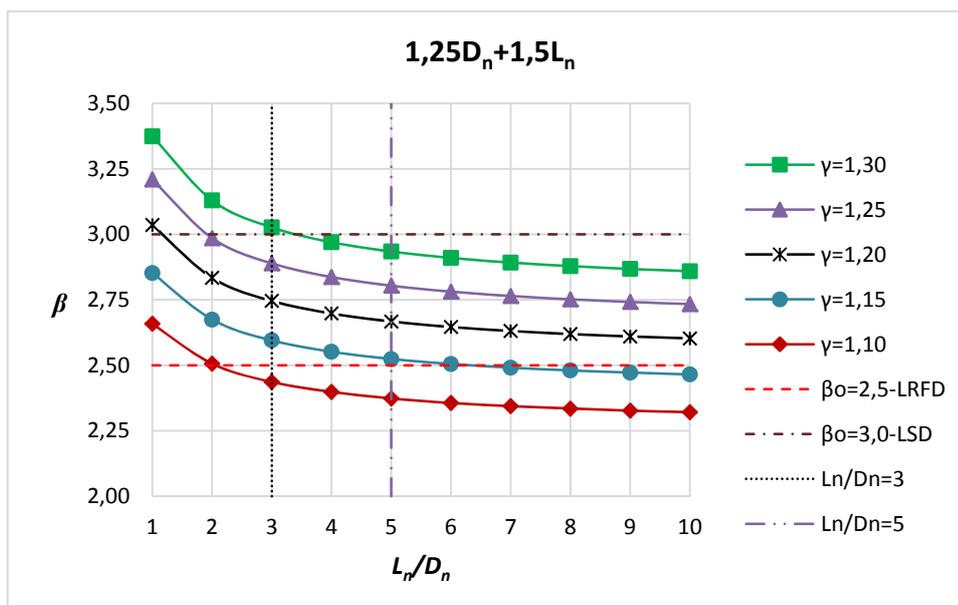


Figura 67. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Local-MRD)

Para o grupo que sofre flambagem distorcional (Distorcional-MRD), Figuras 68 e 69, tanto para a combinação (1) como para a (2), verificou-se que a curva mais apropriada corresponde ao coeficiente de ponderação $\gamma = 1,20$, superior ao recomendado pela norma, para que o nível de segurança se mantivesse.

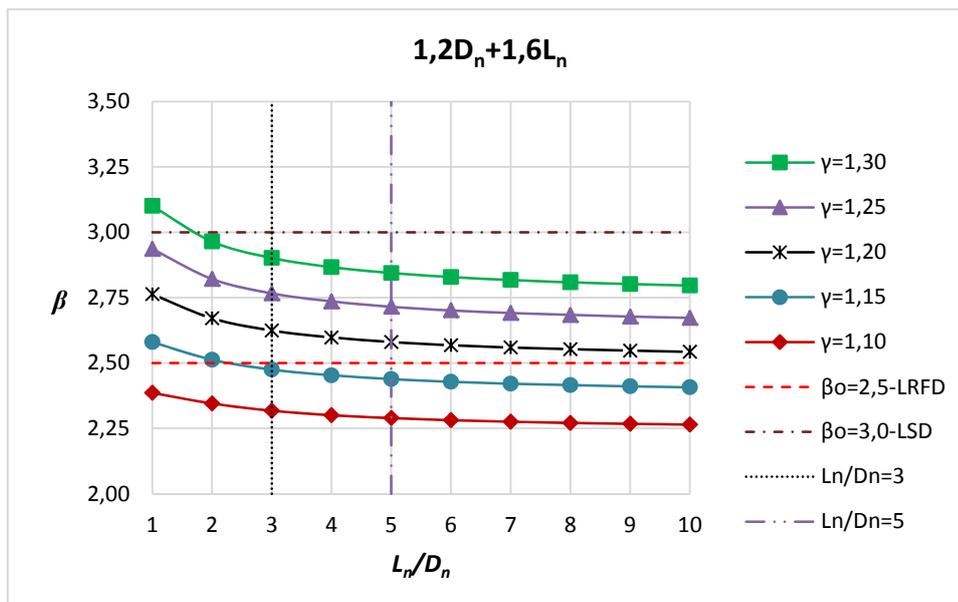


Figura 68. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Distorcional-MRD)

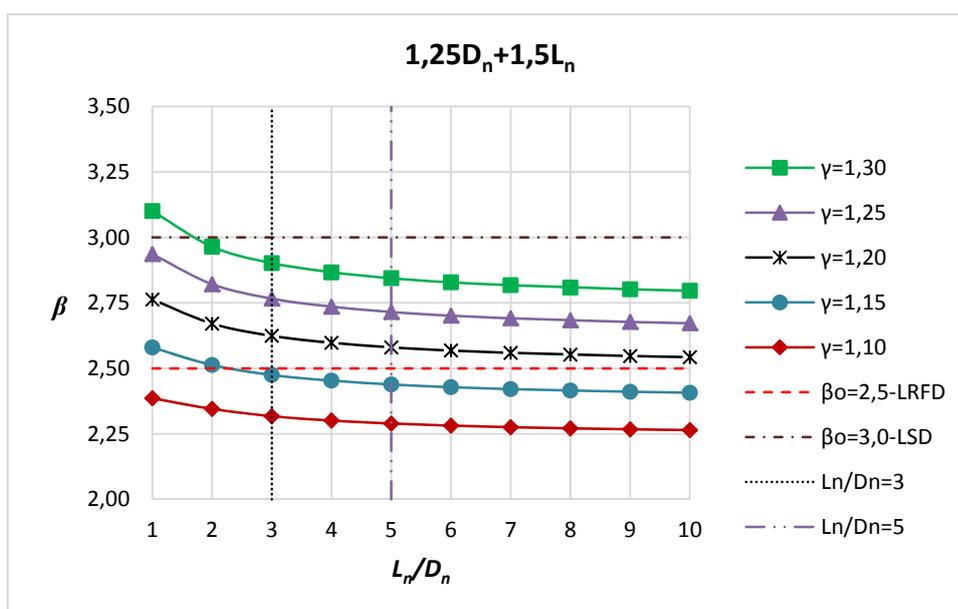


Figura 69. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Distorcional-MRD)

As curvas para o agrupamento (C), por tipo de perfil e modo de falha, estão apresentadas Figuras de 70 a 85, com γ variando de 1,10 a 1,30 em função de L_n/D_n . Para os perfis U_e (Local), verificou-se que a curva mais apropriada corresponde ao coeficiente de ponderação $\gamma = 1,10$ para ambas combinações – valor recomendado pela norma. O mesmo ocorre para U (FLT) e $2U$ (Local). No caso U_e (Distorcional), verificou-se que a curva mais apropriada corresponde ao $\gamma = 1,20$ para combinação (1) e 1,25 para combinação (2). Os

mesmos coeficientes de ponderação para o caso dos perfis Z_e (FLT). Já para Z_e (Local), os coeficientes encontrados foram 1,15 para combinação (1) e 1,20 para combinação (2). Para Z_e (Distorcional), os coeficientes encontrados foram 1,20 para ambas combinações. E para seções $2U_e$ foram encontrados os coeficientes 1,15 e 1,20 para as combinações (1) e (2), respectivamente.

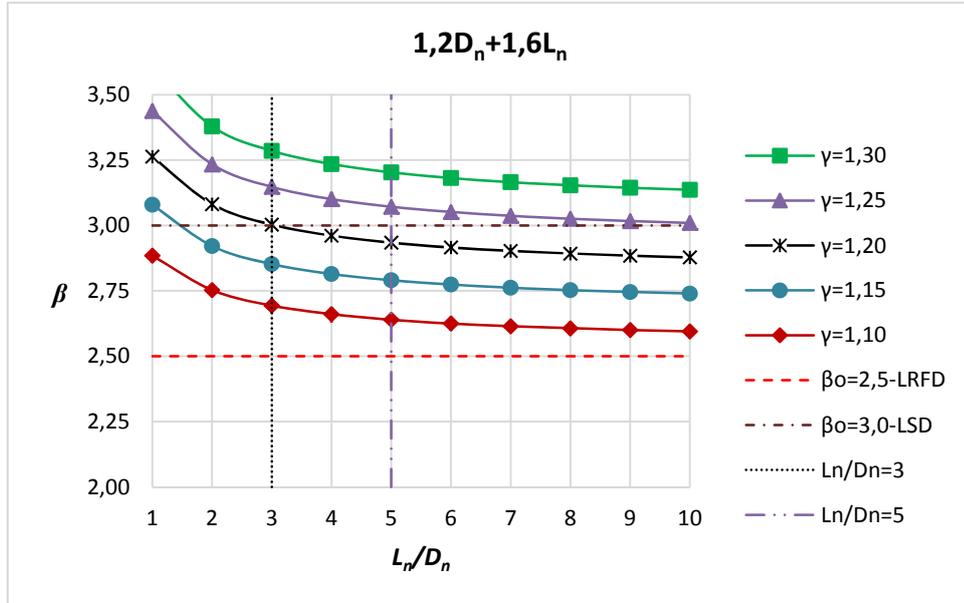


Figura 70. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (U_e -Local)

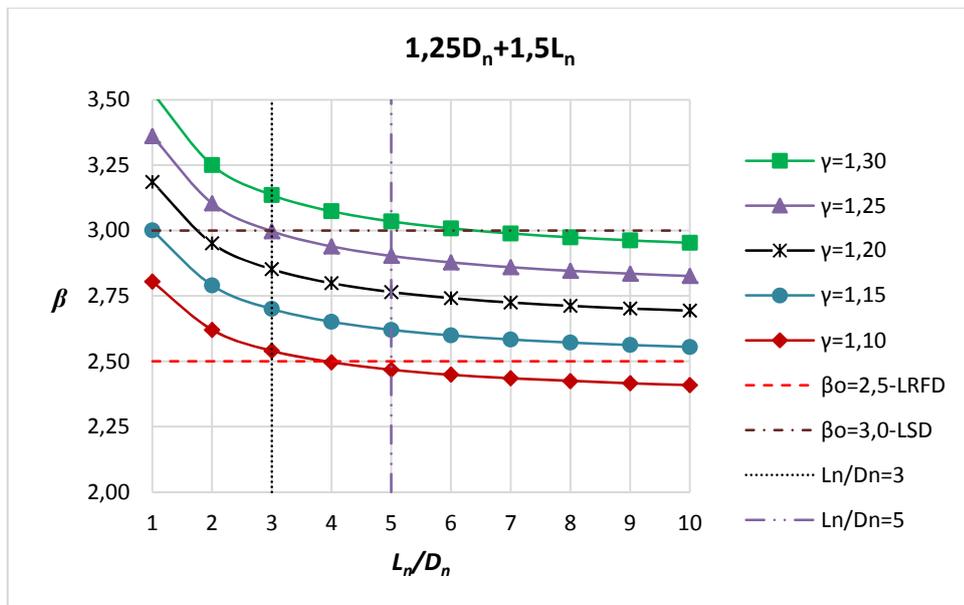


Figura 71. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (U_e -Local)

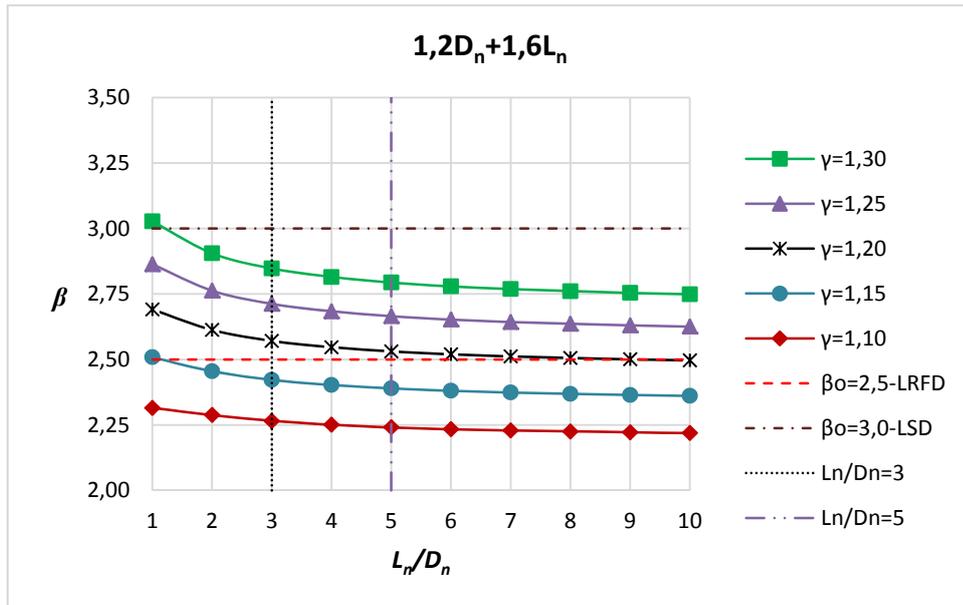


Figura 72. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (U_e -Distorcional)

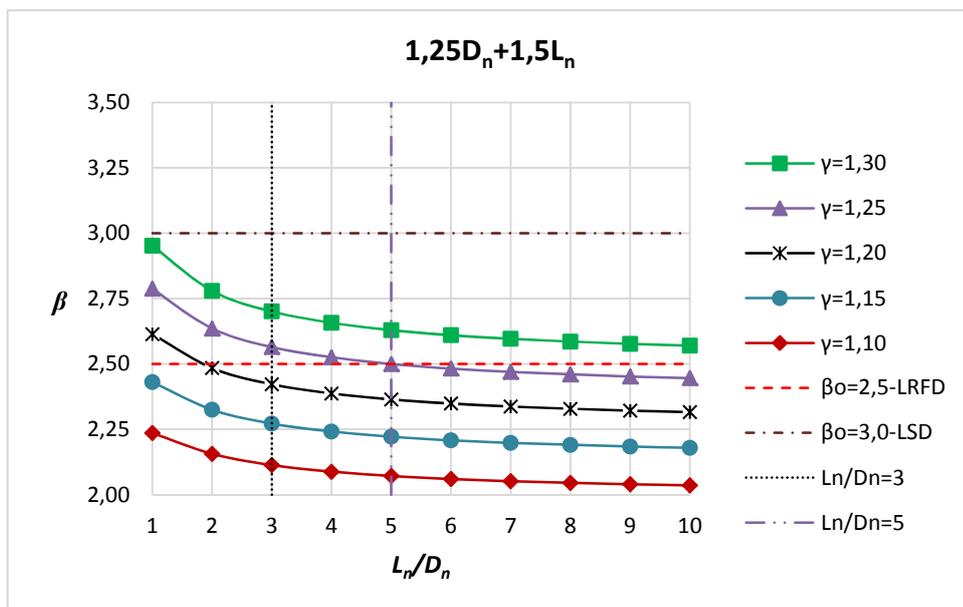


Figura 73. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (U_e -Distorcional)

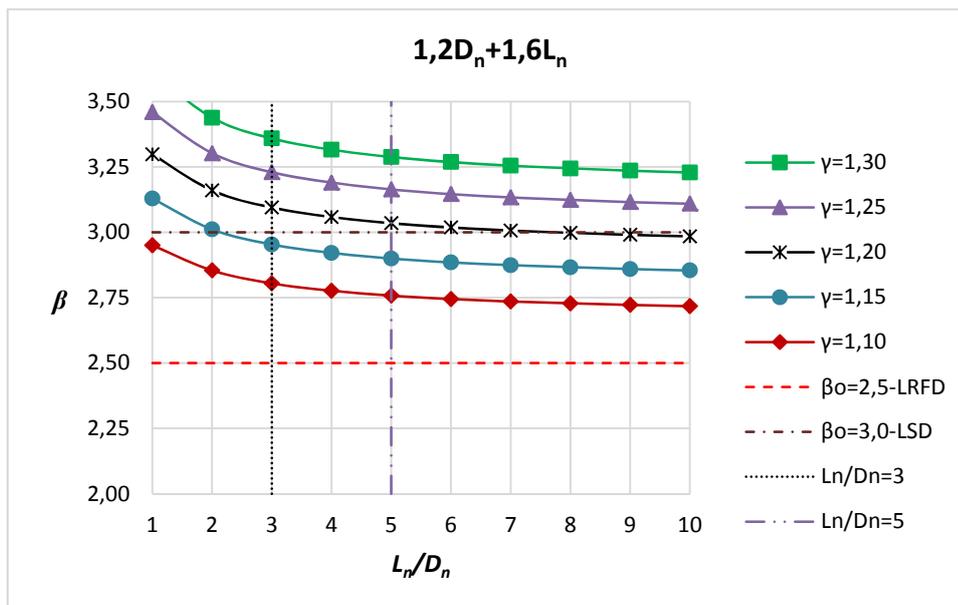


Figura 74. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (U-FLT)

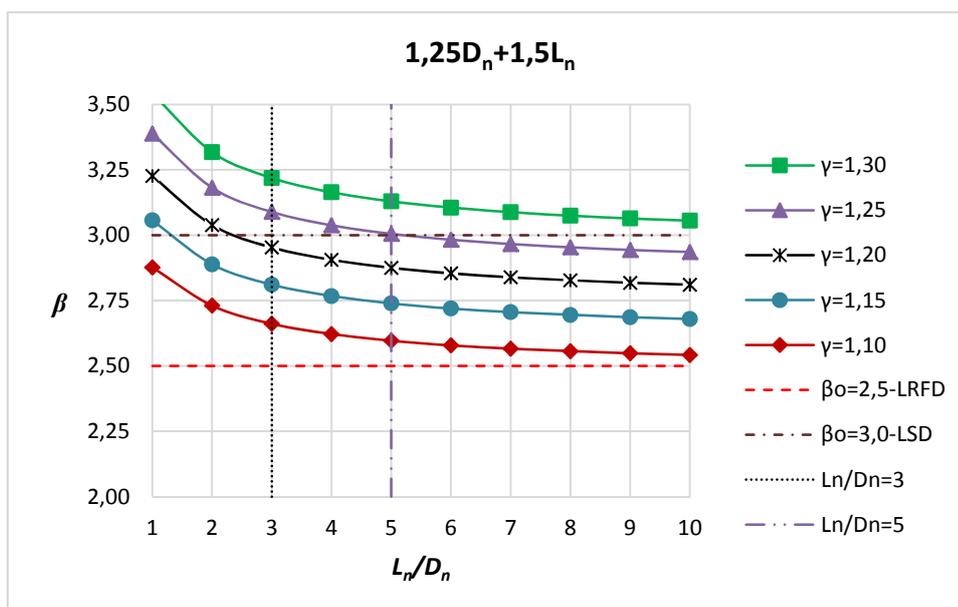


Figura 75. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (U-FLT)

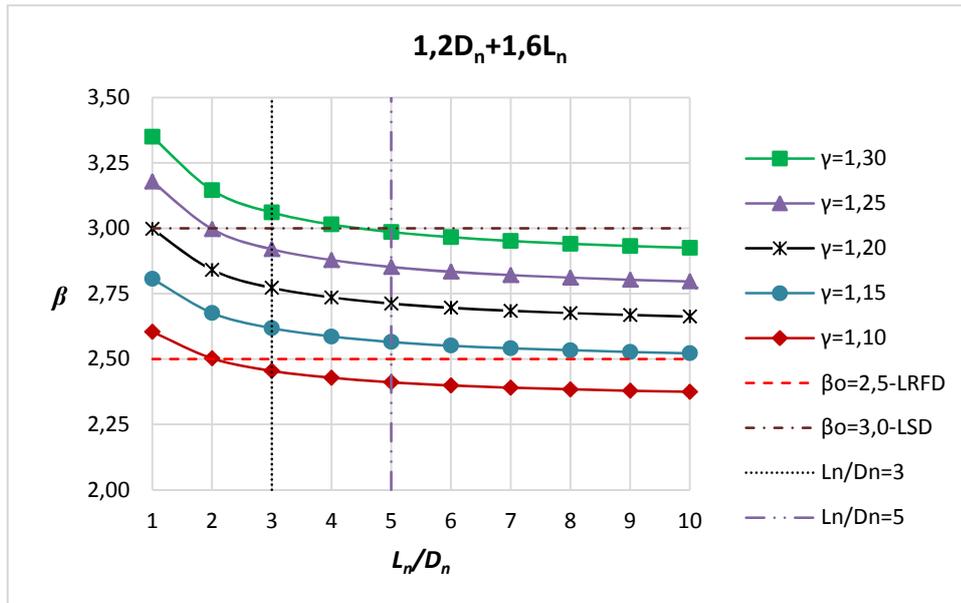


Figura 76. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Z_e -Local)

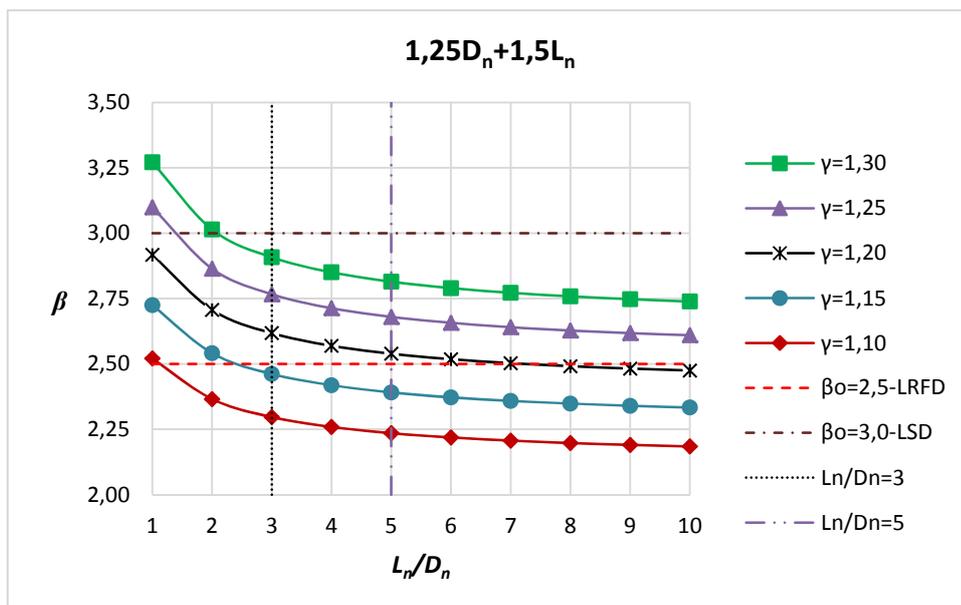


Figura 77. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Z_e -Local)

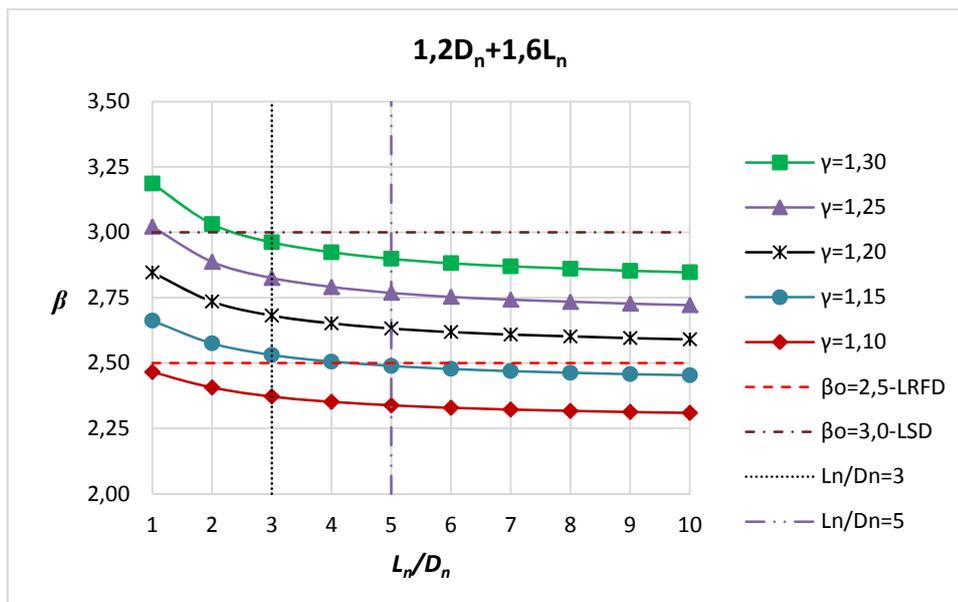


Figura 78. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Z_e -Distorcional)

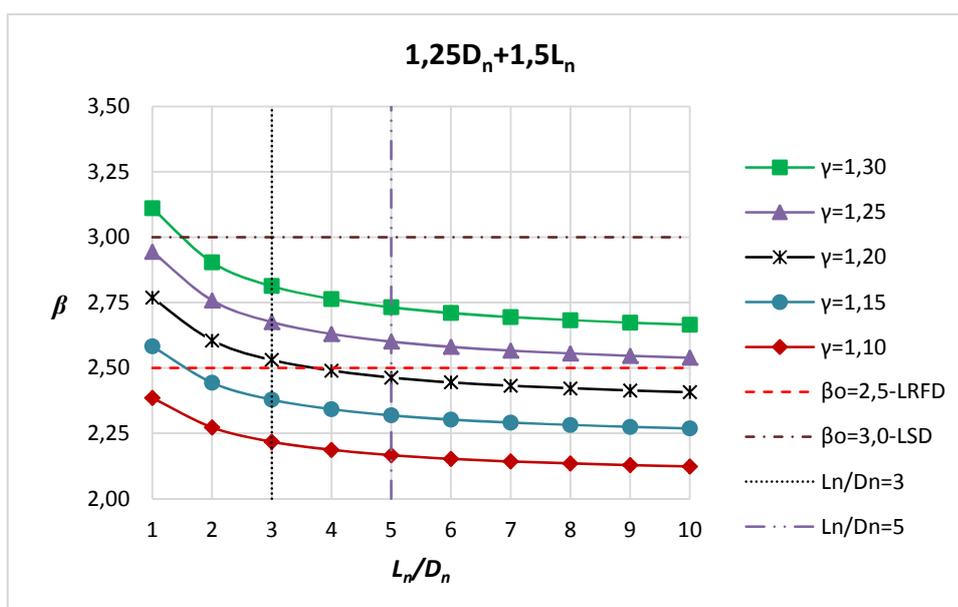


Figura 79. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Z_e -Distorcional)

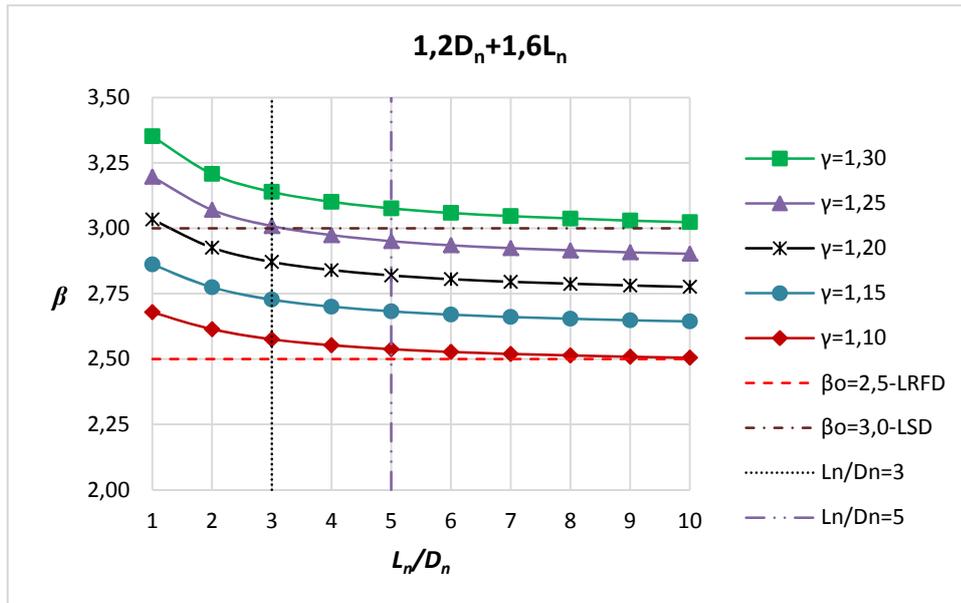


Figura 80. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) ($2U_e$ -Distorcional)

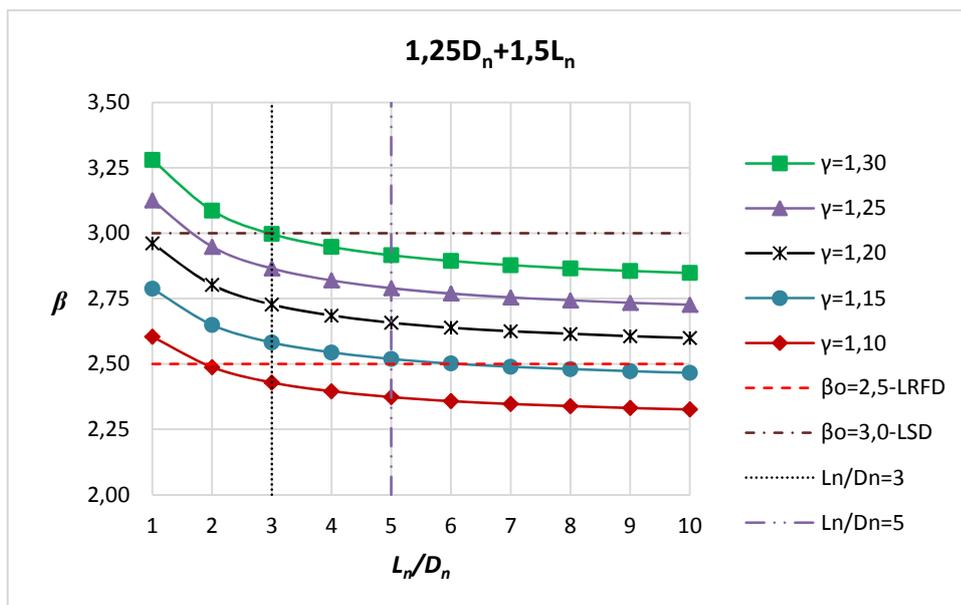


Figura 81. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) ($2U_e$ -Distorcional)

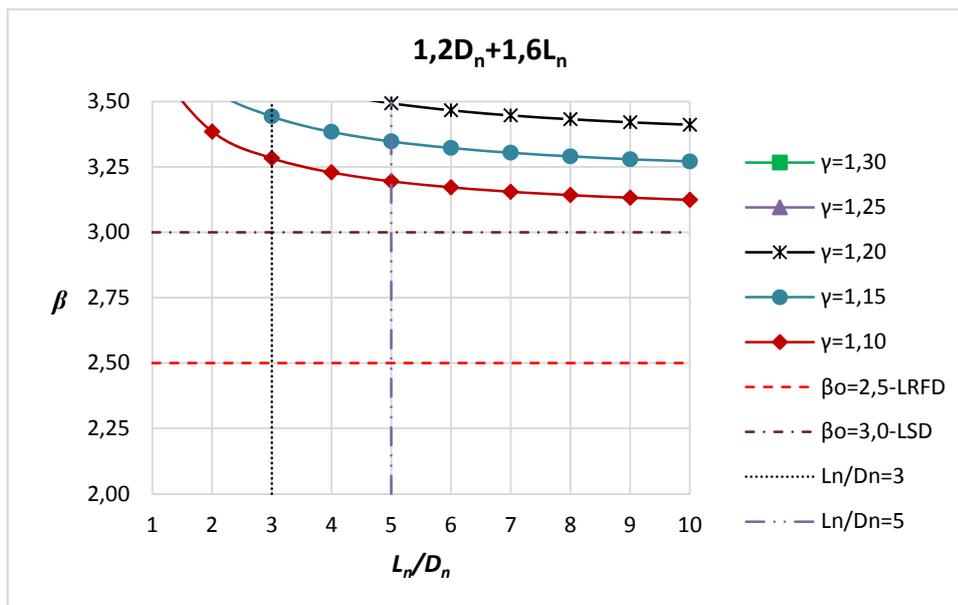


Figura 82. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (2U-Local)

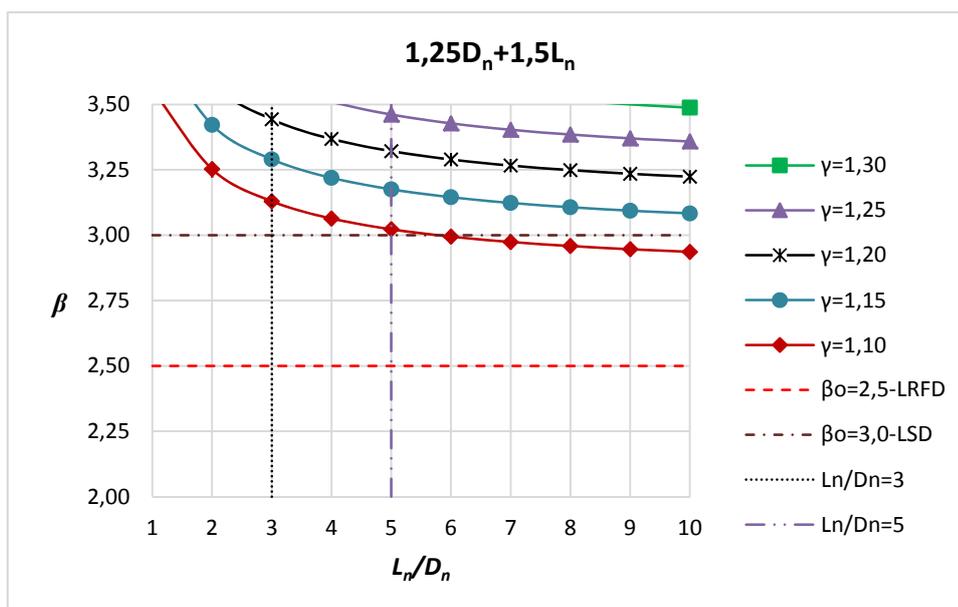


Figura 83. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (2U-Local)

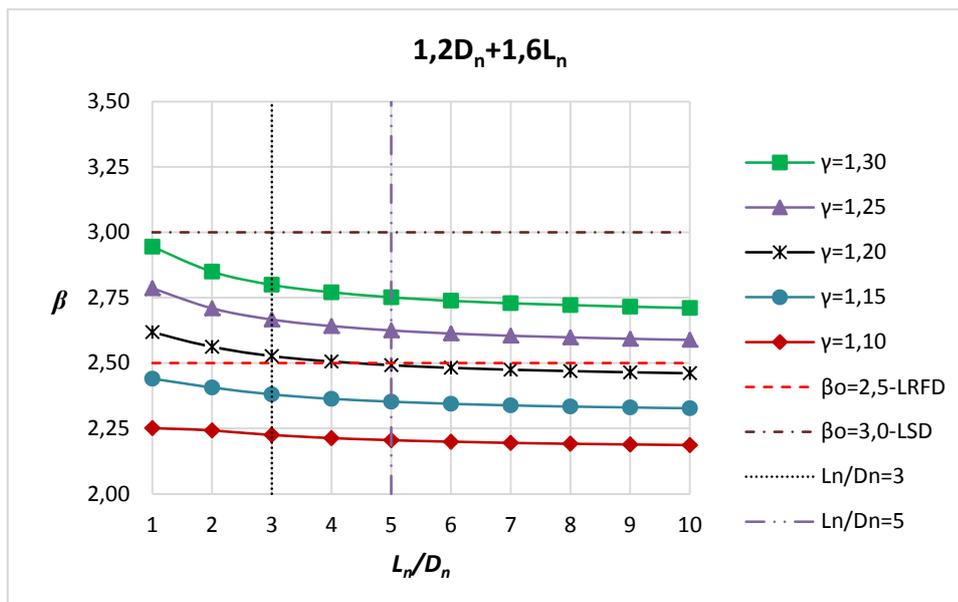


Figura 84. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (1) (Z_e -FLT)

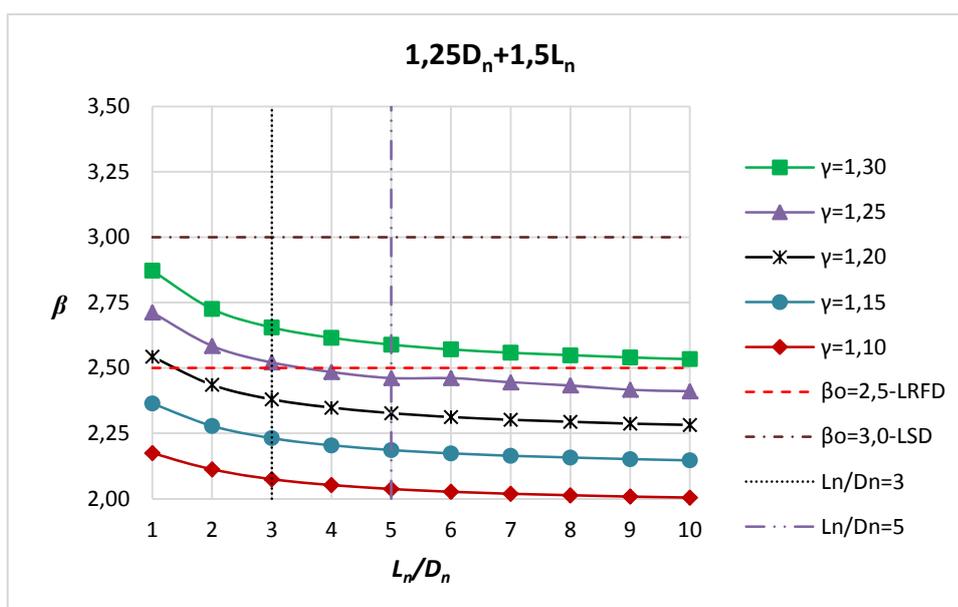


Figura 85. Variação dos coeficientes de ponderação da resistência – Combinação (2) (Z_e -FLT)

Os dados referentes ao grupo de perfis U_e – FLT foram suprimidos por estarem fora do intervalo considerado.

4.3. Exemplo prático

Para aplicação prática dos conceitos apresentados no presente trabalho, é apresentado, nesta seção, um exemplo prático encontrado no manual AISI:2003. Trata-se de uma terça de cobertura com quatro vão contínuos. São utilizadas duas seções de perfis U_e , sendo uma para os vãos internos e outra para os externos:

- **9CS2,5x059 (vãos internos):** U_e 228,6x63,5x19,63x1,50
- **9CS2,5x070 (vãos externos):** U_e 228,6x63,5x20,32x1,78

Four Span Continuous C-Purlins Attached to Through Fastened Roof¹ - LRFD

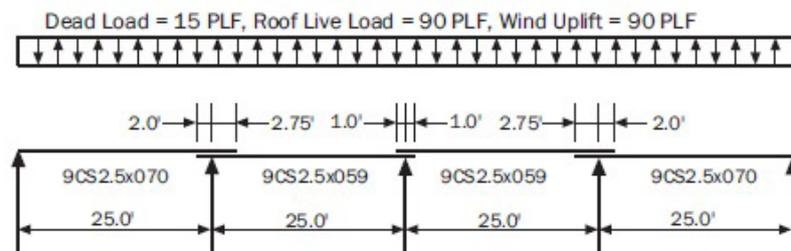


Figura 86. Vãos e carregamentos

O problema foi adaptado para a realidade brasileira. As adaptações foram as seguintes:

- Foi adotado um perfil comercial com dimensões bem próximas às dos perfis utilizados: U_e 200x60x20x1,80
- Gamas referentes à norma brasileira:
 $\gamma = 1,10$ (No manual AISI: $1/\phi = 1/0,95 = 1,05$)
 $\gamma_D = 1,25$ e $\gamma_L = 1,50$ (No manual: 1,20 e 1,60, respectivamente)
- Erro do modelo: Foi utilizado o encontrado neste trabalho, para o conjunto de dados do perfil U_e – Flambagem distorcional.

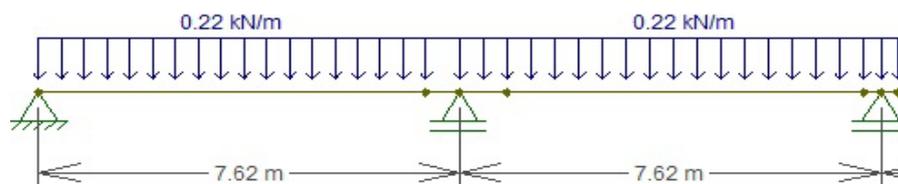


Figura 87. Dead load (Carga permanente)

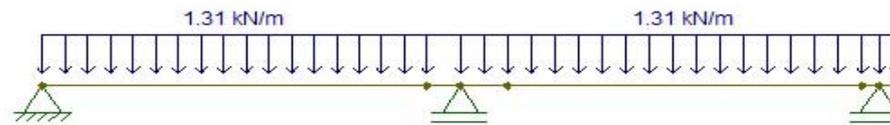


Figura 88. *Roof live load* (Carga variável)

Nas Figuras 87 e 88 estão representadas as cargas permanente e variável aplicadas em apenas metade dos vãos, por simetria. Após o dimensionamento à flexão pela norma brasileira, concluiu-se que a viga sofre flambagem distorcional. Em seguida foi aplicado o método FORM. Os valores obtidos de R_d e S_d estão coerentes com $\beta_{FORM} = 2,45$.

CAPÍTULO 5

Considerações Finais

Este trabalho foi realizado com o propósito de analisar os índices de confiabilidade para barras de perfis formados a frio submetidas à flexão simples, projetadas segundo as normas ABNT NBR 14762:2010 e AISI S100:2016. A partir da obtenção das estatísticas do erro do modelo, os modos de instabilidade foram investigados para os perfis do banco de dados obtido da literatura.

Comparando-se os valores dos índices calculados pelos três métodos, o método FORM e a Simulação de Monte Carlo forneceram resultados bem aproximados, confirmando a precisão do método FORM, enquanto com o método FOSM, os valores foram levemente superiores. Isso confirma a maior adequação do método FORM, mesmo sendo o FOSM usado na calibração da norma americana.

Sobre os fatores de importância analisados, dentre as variáveis relacionadas à parcela de resistência na análise de confiabilidade, o erro do modelo foi a principal incerteza. Além disso, os resultados demonstraram a maior importância da ação variável L nos agrupamentos, justificada por sua grande variabilidade.

Foram obtidos, além dos fatores de importância acima citados, os índices de confiabilidade e probabilidade de falha em função da relação entre as ações nominais permanente e variável L_n/D_n , de 1 a 10, com destaque para as relações 3 e 5, mais usuais para perfis leves. Neste estudo, a análise pela combinação referente ao LSD ($1,25D_n + 1,5L_n$, com $L_n/D_n = 3$) não apresentou resultados satisfatórios em relação ao $\beta_0 = 3,0$, já que em todos os casos, o índice encontrado foi bem menor.

Também foram plotadas curvas que representam a variação dos coeficientes de ponderação no método FORM, com o coeficiente de ponderação da resistência, γ , variando de 1,10 a 1,30 em função de L_n/D_n , para verificar a curva mais adequada para o nível de segurança necessário. Assim, foi verificada a correspondência com o valor recomendado pela norma e em caso negativo, opções de ajustes foram propostos para os coeficientes de ponderação, o que era um dos propósitos do trabalho. Na Tabela 10 são apresentados os resultados consolidados dos coeficientes de ponderação.

Tabela 10. Valores dos coeficientes de ponderação γ

Descrição	$\gamma^{(a)}$	$\gamma^{(b)}$
Todos os perfis analisados com o MRD	1,15	1,20
Todos os perfis analisados com o MSE	1,15	1,15
Perfis sujeitos à flambagem local analisados com o MSE	1,10	1,10
Perfis sujeitos à flambagem local analisados com o MRD	1,10	1,15
Perfis sujeitos à flambagem distorcional analisados com o MRD	1,20	1,20
Perfis U_e sujeitos à flambagem local	1,10	1,10
Perfis Z_e sujeitos à flambagem local	1,15	1,20
Perfis U sujeitos à flambagem lateral com torção	1,10	1,15
Perfis $2U$ sujeitos à flambagem local	1,10	1,10
Perfis U_e sujeitos à flambagem lateral com torção	1,10	1,10
Perfis U_e sujeitos à flambagem distorcional	1,20	1,25
Perfis Z_e sujeitos à flambagem distorcional	1,15	1,20
Perfis $2Z_e$ sujeitos à flambagem distorcional	1,10	1,15
Perfis Z_e sujeitos à flambagem lateral com torção	1,30	1,30

5.1. Sugestões para trabalhos futuros

Sugere-se que sejam feitos estudos de novos estados limites para perfis formados a frio utilizando o método FORM. Outra possibilidade bastante interessante é o estudo para vigas com aberturas, que na prática são amplamente utilizadas. Pode-se, também, realizar análises para outros agrupamentos, como por tipo de perfil e método (MSE e MRD).

Uma alternativa às análises com resultados experimentais é a busca por ampliação do banco de dados com simulações numéricas, a partir da análise pelo Método dos Elementos Finitos (MEF). Desta forma, a obtenção dos parâmetros estatísticos do erro do modelo (ou coeficiente profissional) seria feita em duas etapas: Análise experimental e análise numérica. Este procedimento poderá refinar os resultados da análise confiabilidade, uma vez que as estatísticas da variável “erro do modelo” contarão com maior quantidade de dados.

REFERÊNCIAS

ALVES, A. R. **Obtenção do índice de confiabilidade de ligações de perfis formados a frio com o emprego do método FORM.** Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Ouro Preto, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Ouro Preto, 2014.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **Specification for Structural Steel Buildings.** Chicago: AISC, 2005.

AMERICAN NATIONAL STANDARDS INSTITUTE. **AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE:** Manual Cold-Formed Steel Design 2002 Edition. Washington: DC, 2003.

AMERICAN NATIONAL STANDARDS INSTITUTE. **AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE S100:** North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structures Members. Washington: DC, 2007.

AMERICAN NATIONAL STANDARDS INSTITUTE. **AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE S100:** North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structures Members. Washington: DC, 2016.

ANG, A. H-S.; TANG, W. H. **Probability Concepts in Engineering Planning and Design:** Decision, risk and reliability. EUA: John Wiley & Sons, v. 2, 562 p. 1990.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800:** Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro: ABNT, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800:** Projeto e Execução de Estruturas de Aço em Edifícios. Rio de Janeiro: ABNT, 1986.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 14762:2010:** Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio – Procedimento. Rio de Janeiro: ABNT, 2010.

AUSTRALIAN/NEW ZEALAND STANDARD. **AS/NZS 4600:2005: Cold-formed Steel Structures**. Australia: AS/NZS, 2005.

BATISTA, E. M. **Effective section method**: A general direct method for the design of steel cold-formed members under local–global buckling interaction. *Thin-Walled Structures*, v.48, p. 345-356, 2010.

BECK, A.T.; SOUZA JR, A.C. **A first attempt towards reliability based calibration of Brazilian structural design codes**. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Science*, 2010.

BOLANDIM, E. A. **Análise de confiabilidade em ligações parafusadas em chapas finas e perfis de aço formados a frio**. Dissertação (Mestrado) – Universidade de São Paulo, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, São Paulo, 2011.

BRANDÃO, A. L. R. **Calibração de coeficiente de ponderação da resistência em barras e ligações de perfis formados a frio**. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Ouro Preto, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Ouro Preto, 2012.

DER KIUREGHIAN, A.; LIU, P. **Structural reliability under incomplete probability information**. *J. eng. mech.*, p. 85–104, 1986.

DINIZ, S.M.C. **A confiabilidade estrutural e a evolução das normas técnicas**. VI Simpósio da EPUSP, São Paulo, 2006.

ELLINGWOOD, B.; MACGREGOR, J.G.; GALAMBOS, T.V.; CORNELL, C.A. **Development of a Probability-Based Load Criterion for American National Standard A58 – NBS Special Publication**. National Bureau of Standards, United States Department of Commerce, Washington: D.C, 1980.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDISATION. **Eurocode 3: Design for Steel Structures: part 1.3 – General Rules: Supplementary Rules for Cold-Formed Thin Gauge Members and Sheeting.** Brussels, 2006.

GALAMBOS, T.V.; ELLINGWOOD, B.; MACGREGOR, J.G.; CORNELL, C.A. **Probability-based load criteria: assessment of current design practice.** USA: Journal of the Structural Division, v. 108, n. ST5, p. 959-977, 1982.

HALDAR, A.; MAHADEVAN, S. **Probability, Reliability and Statistical Methods in Engineering Design.** USA: John Wiley & Sons, 2000.

HASOFER, A.M.; LIND, N.C. **Exact and invariant second moment code format.** Journal of the engineering mechanics division: ASCE, v. 100, n. EM1, p111-121, 1974.

HSIAO, L.E. **Reliability Based Criteria for Cold-Formed Steel Members.** Ph. D. Thesis, University of Missouri-Rolla, 1989.

HURTADO, J. E.; ALVAREZ, D. A. **Classification approach for reliability analysis with stochastic finite-element modeling.** Journal of Structural Engineering: ASCE, 2003.

JAVARONI, C. E. **Perfis de aço formados a frio submetidos à flexão: Análise teórico-experimental.** Tese (Doutorado) – Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos, 1999.

JAVARONI, C. E.; GONÇALVES, R. M. **Distortional Buckling of Simple Lipped Channel in Bending.** 18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, 2006.

MELCHERS, R. E. **Structural Reliability Analysis and Prediction.** Australia: John Wiley & Sons, 1999. 437 p.

MORALES, M. S. T. **Análise de confiabilidade de taludes em condições saturadas- não saturadas via análise limite no espaço cônico quadrático.** Tese (Doutorado). Departamento

de Engenharia Civil – Pontifícia Universidade Católica de Rio de Janeiro (PUC-Rio), Rio de Janeiro, 2013.

NOWAK, A. S.; COLLINS, K. R. **Reliability of Structures**. USA: McGraw-Hill, 2000, 338 p.

PIMENTA, R. J. **Perfis de alma senoidal: proposição de métodos de cálculo e análise de confiabilidade estrutural**. Tese (Doutorado). Departamento de Engenharia Civil – Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Minas Gerais, 2008.

RACKWITZ, R.; FIESSLER, B. **Structural reliability under random load sequences**. Comput. struct, p. 484-494, 1978.

RANG, T. N.; GALAMBOS; T. V.; YU, W. W. **Load and resistance factor design of cold-formed steel**: Study of design formats and safety index combined with calibration of the AISI formulas for cold work and effective design width, first progress report. University of Missouri-Rolla, 1979a.

RANG, T. N.; GALAMBOS, T. V.; YU, W. W. **Load and resistance factor design of cold-formed steel**: Statistical analysis of mechanical properties and thickness of materials combined with calibration of the AISI design provisions on unstiffened elements and connections, second progress report. University of Missouri-Rolla, 1979b.

RAVINDRA, M. K.; GALAMBOS, T.V. **Load and resistance factor design for steel**. 9. ed. Journal of the Structural Division: ASCE, v.104, p. 1337-1353, 1978a.

SAGRILO, L. V. S. **Análise de confiabilidade estrutural utilizando os métodos analíticos FORM e SORM**. Tese (Doutorado) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, Rio de Janeiro, 1994.

SILVA, V. P.; PANNONI, F. D. **Estrutura de aço para edifícios**. Ed. Blucher, 2010

SILY, B. T. P. **Avaliação probabilística da resistência à compressão axial de perfis de aço formados a frio**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Minas Gerais,

Departamento de Engenharia de Estruturas, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Belo Horizonte, 2012.

WANG, L.; YOUNG, B. **Behaviour and design of cold-formed steel built-up section beams with different screw arrangements.** Thin-Walled Structures Journal: ELSEVIER, v.131, p. 165-32, 2018.

YOUNG, B.; HANCOCK, G. J. **Section moment capacity of cold-formed unlipped channels.** Advances in Steel Structures, p.349-356. (2006).

YU, W.W. **Cold-Formed steel design.** New York: Jonh Wiley & Sons, 2000, 756 p.

YU, C.; SCHAFER, B. W. **Distortional Buckling Tests on Cold-Formed Steel Beams.** Journal of structural engineering: ASCE, p. 515-528, 2006.

YU, C.; SCHAFER, B. W. **Local Buckling Tests on Cold-Formed Steel Beams.** Journal of structural engineering: ASCE, p. 1596-1606, 2003.

APÊNDICE A – Banco de Dados de Resultados Teóricos

Características do perfil											Resistência do momento fletor (Início de escoamento da Seção Efetiva e Flambagem Lateral por Torção)													
Autor	Perfil	S.T.	K _x	K _y	K _z	b _w (mm)	b _f (mm)	D (mm)	t (mm)	r _i (mm)	A (mm ²)	N _{ey} (kN)	N _{ez} (kN)	M _e (kN.mm)	W _{esc} (mm ³)	M _e (kN.mm)	λ _p	W _{ef} (mm ³)	M _{Rk} (kN.mm)	λ _o	χ _{FLT}	λ _{p(FLT)}	W _{ef} (mm ³)	M _{Rk} (kN.m)
Yu e Schafer (2003)	8C097-3	Ue	1,0	0,3	0,3	204	53	14	2,40	7,50	752,3	161.285.829,87	208.135.618,99	15.304.514.085	42.065	32.876	0,759	39.364	17.714	0,001	1,000	0,759	39.364	17,71
Yu e Schafer (2003)	8C097-2	Ue	1,0	0,3	0,3	204	54	15	2,49	7,50	789,4	180.170.091,24	228.234.066,69	17.099.137.803	44.383	37.237	0,732	42.398	19.079	0,001	1,000	0,732	42.398	19,08
Yu e Schafer (2003)	8C068-5	Ue	1,0	0,3	0,3	203	52	13	1,96	6,50	612,2	127.482.361,11	161.771.737,17	11.929.804.316	34.273	18.077	0,924	28.267	12.720	0,001	1,000	0,924	28.267	12,72
Yu e Schafer (2003)	8C068-4	Ue	1,0	0,3	0,3	204	52	13	1,91	6,50	598,9	124.867.766,06	158.779.627,17	11.742.740.372	33.689	16.719	0,952	27.205	12.242	0,001	1,000	0,952	27.205	12,24
Yu e Schafer (2003)	8C068-2	Ue	1,0	0,3	0,3	204	52	13	1,93	6,50	605,0	125.982.715,40	160.281.774,60	11.847.652.251	34.019	17.238	0,942	27.672	12.452	0,001	1,000	0,942	27.672	12,45
Yu e Schafer (2003)	8C068-1	Ue	1,0	0,3	0,3	204	52	14	1,92	6,50	605,8	129.666.928,97	164.157.680,25	12.216.832.388	34.149	17.125	0,947	27.677	12.455	0,001	1,000	0,947	27.677	12,45
Yu e Schafer (2003)	8C054-8	Ue	1,0	0,3	0,3	205	51	15	1,37	6,00	438,5	95.632.941,36	120.044.433,81	9.054.894.504	25.031	6.349	1,332	15.688	7.060	0,001	1,000	1,332	15.688	7,06
Yu e Schafer (2003)	8C054-1	Ue	1,0	0,3	0,3	203	52	13	1,40	6,00	442,3	95.824.358,35	118.530.029,38	8.928.920.025	25.060	6.744	1,293	16.082	7.237	0,001	1,000	1,293	16.082	7,24
Yu e Schafer (2003)	8C043-6	Ue	1,0	0,3	0,3	205	51	14	1,24	5,50	396,2	85.412.672,56	106.070.606,98	8.035.148.548	22.675	4.712	1,472	13.105	5.897	0,001	1,000	1,472	13.105	5,90
Yu e Schafer (2003)	8C043-5	Ue	1,0	0,3	0,3	204	51	14	1,26	5,00	402,3	87.247.508,67	106.945.790,17	8.136.064.336	22.982	4.976	1,442	13.509	6.079	0,001	1,000	1,442	13.509	6,08
Yu e Schafer (2003)	8C043-3	Ue	1,0	0,3	0,3	204	51	14	1,20	5,00	383,5	83.458.479,52	102.159.863,12	7.783.231.441	21.929	4.307	1,514	12.382	5.572	0,001	1,000	1,514	12.382	5,57
Yu e Schafer (2003)	8C043-1	Ue	1,0	0,3	0,3	204	51	14	1,21	5,50	385,6	83.422.297,27	103.187.437,24	7.810.157.452	21.996	4.250	1,526	12.336	5.551	0,001	1,000	1,526	12.336	5,55
Yu e Schafer (2003)	6C054-2	Ue	1,0	0,3	0,3	153	51	14	1,56	6,00	413,6	95.725.242,65	96.720.326,31	6.798.565.951	18.682	10.288	0,904	15.637	7.037	0,001	1,000	0,904	15.637	7,04
Yu e Schafer (2003)	6C054-1	Ue	1,0	0,3	0,3	153	51	14	1,57	6,00	416,2	96.266.961,34	97.292.973,51	6.836.813.674	18.795	10.483	0,898	15.799	7.110	0,001	1,000	0,898	15.799	7,11
Yu e Schafer (2003)	4C054-2	Ue	1,0	0,3	0,3	100	49	13	1,42	6,50	292,4	66.491.405,55	45.548.671,74	3.197.400.434	9.259	6.790	0,783	8.500	3.825	0,001	1,000	0,783	8.500	3,83
Yu e Schafer (2003)	4C054-1	Ue	1,0	0,3	0,3	100	51	14	1,40	6,00	298,1	75.393.312,31	48.313.317,70	3.639.844.541	9.548	6.352	0,822	8.504	3.827	0,001	1,000	0,822	8.504	3,83
Yu e Schafer (2003)	3.62C054-2	Ue	1,0	0,3	0,3	93	50	13	1,41	6,50	283,4	67.643.290,86	41.069.978,19	3.049.766.259	8.486	5.992	0,798	7.701	3.465	0,001	1,000	0,798	7.701	3,47
Yu e Schafer (2003)	3.62C054-1	Ue	1,0	0,3	0,3	93	50	12	1,41	6,50	280,6	65.487.504,01	39.713.737,69	2.921.481.964	8.416	5.943	0,798	7.637	3.437	0,001	1,000	0,798	7.637	3,44
Yu e Schafer (2003)	12C068-9	Ue	1,0	0,3	0,3	305	49	13	1,66	7,50	677,4	102.366.952,65	172.909.337,21	14.731.264.588	51.174	8.848	1,613	27.394	12.328	0,001	1,000	1,613	27.394	12,33
Yu e Schafer (2003)	12C068-5	Ue	1,0	0,3	0,3	305	45	14	1,66	7,00	668,9	86.123.583,21	149.701.002,67	12.426.919.793	49.815	8.613	1,613	26.667	12.000	0,001	1,000	1,613	26.667	12,00
Yu e Schafer (2003)	12C068-4	Ue	1,0	0,3	0,3	305	51	13	1,70	7,00	701,6	116.987.074,20	190.991.110,00	16.694.279.972	53.606	9.720	1,575	29.276	13.174	0,001	1,000	1,575	29.276	13,17
Yu e Schafer (2003)	12C068-3	Ue	1,0	0,3	0,3	304	50	15	1,70	7,00	703,3	119.045.946,22	193.804.691,20	16.946.211.502	53.682	9.798	1,570	29.398	13.229	0,001	1,000	1,570	29.398	13,23
Yu e Schafer (2003)	10C068-2	Ue	1,0	0,3	0,3	256	49	13	1,45	6,50	524,6	89.249.487,21	134.252.549,47	10.615.432.580	34.893	6.534	1,550	19.314	8.691	0,001	1,000	1,550	19.314	8,69
Yu e Schafer (2003)	10C068-1	Ue	1,0	0,3	0,3	255	52	14	1,45	7,00	533,5	106.357.296,61	154.387.199,41	12.594.073.867	35.921	6.379	1,592	19.447	8.751	0,001	1,000	1,592	19.447	8,75

Figura A.1. Resultados teóricos calculados para perfis U e U_e , com base no MSE

Características do perfil											Resistência do momento fletor (Início de Escoamento da Seção Efetiva e Flambagem Lateral por Torção)													
Autor	Perfil	S.T.	K _x	K _y	K _z	b _w (mm)	b _f (mm)	D (mm)	t (mm)	r _i (mm)	A (mm ²)	N _{ey} (kN)	N _{ez} (kN)	M _e (kN.mm)	W _{esc} (mm ³)	M _e (kN.mm)	λ _p	W _{ef} (mm ³)	M _{Rk} (kN.mm)	λ _o	χ _{FLT}	λ _{p(FLT)}	W _{ef} (mm ³)	M _{Rk} (kN.m)
Javaroni (1999)	127x50x2,25	U	1,0	0,3	0,3	127	50	0	2,25	2,25	494,1	58,90	66,53	3.673	18.841	6.104	1,039	14.290	5.001	1,340	0,557	0,776	17.400	3,39
Javaroni (1999)	127x50x3,00	U	1,0	0,3	0,3	127	50	0	3,00	3,00	651,4	76,57	107,44	5.282	24.452	14.083	0,763	22.813	7.642	1,245	0,631	0,606	24.452	5,17
Javaroni (1999)	127x50x17x2,25	Ue	1,0	0,3	0,3	127	50	17	2,25	2,25	554,0	95,41	96,44	6.260	21.482	32.474	0,481	21.482	7.519	1,096	0,739	0,414	21.482	5,56
Javaroni (1999)	127x50x3,00	U	1,0	0,3	0,3	127	50	0	3,00	3,00	651,4	76,57	107,44	5.282	24.452	14.083	0,763	22.813	7.642	1,245	0,631	0,606	24.452	5,17
Javaroni (1999)	127x50x17x2,25	Ue	1,0	0,3	0,3	127	50	17	2,25	2,25	554,0	95,41	96,44	6.260	21.482	32.474	0,481	21.482	7.519	1,096	0,739	0,414	21.482	5,56
Javaroni (1999)	127x50x17x3,00	Ue	1,0	0,3	0,3	127	50	17	3,00	3,00	723,8	211,89	222,15	13.943	27.530	73.985	0,353	27.530	9.222	0,813	0,906	0,336	27.530	8,35
Javaroni (1999)	127x50x3,00	U	1,0	0,5	0,5	127	50	0	3,00	3,00	651,4	34,03	72,99	5.080	24.452	14.083	0,763	22.813	7.642	1,270	0,612	0,597	24.452	5,02
Javaroni (1999)	127x50x2,25	U	1,0	0,5	0,5	127	50	0	2,25	2,25	494,1	26,18	40,18	3.330	18.841	6.104	1,039	14.290	5.001	1,407	0,505	0,739	17.910	3,17
Javaroni (1999)	127x50x17x3,00	Ue	1,0	0,5	0,5	127	50	17	3,00	3,00	723,8	52,97	86,63	7.619	27.530	73.985	0,353	27.530	9.222	1,100	0,736	0,303	27.530	6,79
Javaroni (1999)	127x50x3,00	U	1,0	0,5	0,5	127	50	0	3,00	3,00	651,4	60,50	94,43	7.703	24.452	14.083	0,763	22.813	7.642	1,031	0,782	0,674	24.431	6,40
Javaroni (1999)	127x50x3,00	U	1,0	0,3	0,3	127	50	0	3,00	3,00	651,4	136,13	155,68	8.478	24.452	14.083	0,763	22.813	7.642	0,983	0,812	0,687	24.192	6,58
Javaroni (1999)	127x50x3,00	U	1,0	0,3	0,3	127	50	0	3,00	3,00	651,4	76,57	107,44	5.282	24.452	14.083	0,763	22.813	7.642	1,245	0,631	0,606	24.452	5,17
Javaroni e Gonçalves (2006)	250x85x25x2,25	Ue	1,0	0,3	0,3	250	85	25	2,25	2,25	1.024,2	500,08	463,27	57.248	77.888	33.449	0,890	65.892	22.403	0,680	0,967	0,875	66.629	21,91
Javaroni e Gonçalves (2006)	250x85x25x2,65	Ue	1,0	0,3	0,3	250	85	25	2,65	2,65	1.199,3	577,27	543,93	66.358	90.703	54.033	0,755	85.098	28.933	0,682	0,967	0,743	85.947	28,25
Javaroni e Gonçalves (2006)	300x85x25x2,25	Ue	1,0	0,3	0,3	300	85	25	2,25	2,25	1.136,7	527,67	563,32	71.587	99.790	31.547	1,037	75.811	25.776	0,688	0,964	1,018	76.836	25,18
Javaroni e Gonçalves (2006)	300x85x25x2,65	Ue	1,0	0,3	0,3	300	85	25	2,65	2,65	1.331,8	609,14	660,10	82.944	116.324	51.012	0,881	99.100	33.694	0,691	0,963	0,864	100.351	32,85
Javaroni e Gonçalves (2006)	350x85x25x2,25	Ue	1,0	0,3	0,3	350	85	25	2,25	2,25	1.249,2	550,29	651,25	86.604	123.591	29.378	1,196	84.330	28.672	0,697	0,960	1,172	85.659	27,97
Javaroni e Gonçalves (2006)	350x85x25x2,65	Ue	1,0	0,3	0,3	350	85	25	2,65	2,65	1.464,3	635,24	762,06	100.314	144.181	47.541	1,015	111.225	37.817	0,699	0,959	0,995	112.905	36,82
Javaroni e Gonçalves (2006)	350x85x25x3,00	Ue	1,0	0,3	0,3	350	85	25	3,00	3,00	1.650,8	706,49	858,44	223.893	161.858	68.399	0,897	136.190	46.305	0,496	1,000	0,897	136.190	46,30
Javaroni e Gonçalves (2006)	400x85x25x2,25	Ue	1,0	0,3	0,3	400	85	25	2,25	2,25	1.361,7	569,18	728,83	306.522	149.288	27.606	1,356	92.234	31.360	0,407	1,000	1,356	92.234	31,36
Young e Hancock (2006)	75x40x4	U	1,0	0,3	0,3	75	40	0	4,00	3,90	567,8	976,98	700,27	33.105	12.696	21.100	0,520	12.696	5.713	0,415	1,000	0,520	12.696	5,71
Young e Hancock (2006)	100x50x4	U	1,0	0,3	0,3	100	50	0	4,00	4,10	747,1	2.018,81	1.357,56	85.664	22.620	23.823	0,654	22.620	10.179	0,345	1,000	0,654	22.620	10,18
Young e Hancock (2006)	125x65x4	U	1,0	0,3	0,3	125	65	0	4,00	3,90	967,8	4.536,23	2.721,83	235.263	37.797	23.699	0,847	33.030	14.863	0,269	1,000	0,847	33.030	14,86
Young e Hancock (2006)	200x75x5	U	1,0	0,3	0,3	200	75	0	5,00	4,20	1.671,3	9.523,77	8.250,19	792.410	97.222	67.964	0,802	87.949	39.577	0,235	1,000	0,802	87.949	39,58
Young e Hancock (2006)	250x90x6	U	1,0	0,3	0,3	250	90	0	6,00	7,90	2.451,9	20.011,46	18.040,46	2.083.154	175.895	122.175	0,805	158.801	71.460	0,195	1,000	0,805	158.801	71,46
Young e Hancock (2006)	300x90x6	U	1,0	0,3	0,3	300	90	0	6,00	8,40	2.749,3	21.012,18	22.193,06	2.648.025	226.971	153.204	0,817	203.081	91.386	0,196	1,000	0,817	203.081	91,39
Young e Hancock (2006)	80x40x4	U	1,0	0,3	0,3	80	40	0	4,00	4,00	587,4	1.111,79	833,45	39.429	13.869	22.822	0,390	13.869	3.467	0,297	1,000	0,390	13.869	3,47
Young e Hancock (2006)	140x50x4	U	1,0	0,3	0,3	140	50	0	4,00	4,00	907,4	2.312,91	2.184,74	136.753	36.018	35.970	0,500	36.018	9.004	0,257	1,000	0,500	36.018	9,00
Young e Hancock (2006)	150x75x4	U	1,0	0,3	0,3	150	75	0	4,00	4,00	1.147,4	10.465,21	6.462,65	647.279	53.910	25.234	0,731	51.560	12.890	0,144	1,000	0,731	51.560	12,89

Figura A.2. Resultados teóricos calculados para perfis U e U_e, com base no MSE

MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA							Flambagem Lateral com Torção		Flambagem Local		Flambagem Distorcional		Resistência à flexão pelo MRD	
Perfil	f_i	f_d	$M_y=W_x \cdot f_y$ (kN.m)	M_l (kN.m)	M_{dist} (kN.m)	M_e (kN.m)	λ_0	M_{Re} (kN.m)	λ_l	M_{Rl} (kN.m)	λ_{dist}	M_{rdist} (kN.m)	M_{Rk} (kN.m)	Tipo
8C097-3	789,52	607,02	18,929	33,21	25,53	15.304.514,08	0,001	18,93	0,75	18,93	0,86	16,37	16,37	(distortional controls)
8C097-2	782,26	604,04	19,973	34,72	26,81	17.099.137,80	0,001	19,97	0,76	19,97	0,86	17,24	17,24	(distortional controls)
8C068-5	515,25	452,52	15,423	17,66	15,51	11.929.804,32	0,001	15,42	0,93	13,70	1,00	12,05	12,05	(distortional controls)
8C068-4	468,13	437,00	15,160	15,77	14,72	11.742.740,37	0,001	15,16	0,98	13,05	1,01	11,70	11,70	(distortional controls)
8C068-2	461,90	424,37	15,309	15,71	14,44	11.847.652,25	0,001	15,31	0,99	13,12	1,03	11,69	11,69	(distortional controls)
8C068-1	466,05	442,70	15,367	15,92	15,12	12.216.832,39	0,001	15,37	0,98	13,21	1,01	11,92	11,92	(distortional controls)
8C054-8	260,40	327,47	11,264	6,52	8,20	9.054.894,50	0,001	11,26	1,31	7,96	1,17	7,81	7,81	(distortional controls)
8C054-1	256,01	306,33	11,277	6,42	7,68	8.928.920,02	0,001	11,28	1,33	7,92	1,21	7,62	7,62	(distortional controls)
8C043-6	191,49	270,06	10,204	4,34	6,12	8.035.148,55	0,001	10,20	1,53	6,48	1,29	6,56	6,48	(local-global controls)
8C043-5	221,86	295,39	10,342	5,10	6,79	8.136.064,34	0,001	10,34	1,42	6,91	1,23	6,89	6,89	(distortional controls)
8C043-3	189,02	270,26	9,868	4,15	5,93	7.783.231,44	0,001	9,87	1,54	6,24	1,29	6,34	6,24	(local-global controls)
8C043-1	196,44	272,02	9,898	4,32	5,98	7.810.157,45	0,001	9,90	1,51	6,34	1,29	6,38	6,34	(local-global controls)
6C054-2	532,61	468,01	8,407	9,95	8,74	6.798.565,95	0,001	8,41	0,92	7,55	0,98	6,65	6,65	(distortional controls)
6C054-1	509,25	458,03	8,458	9,57	8,61	6.836.813,67	0,001	8,46	0,94	7,49	0,99	6,64	6,64	(distortional controls)
4C054-2	554,55	523,88	4,167	5,13	4,85	3.197.400,43	0,001	4,17	0,90	3,79	0,93	3,43	3,43	(distortional controls)
4C054-1	508,22	493,04	4,297	4,85	4,71	3.639.844,54	0,001	4,30	0,94	3,80	0,96	3,46	3,46	(distortional controls)
3.62C054-2	543,79	505,35	3,819	4,61	4,29	3.049.766,26	0,001	3,82	0,91	3,45	0,94	3,10	3,10	(distortional controls)
3.62C054-1	532,57	489,60	3,787	4,48	4,12	2.921.481,96	0,001	3,79	0,92	3,40	0,96	3,04	3,04	(distortional controls)
12C068-9	182,39	246,23	23,028	9,33	12,60	14.731.264,59	0,001	23,03	1,57	14,37	1,35	14,26	14,26	(distortional controls)
12C068-5	184,80	256,69	22,417	9,21	12,79	12.426.919,79	0,001	22,42	1,56	14,05	1,32	14,12	14,05	(local-global controls)
12C068-4	182,72	247,29	24,123	9,79	13,26	16.694.279,97	0,001	24,12	1,57	15,06	1,35	14,97	14,97	(distortional controls)
12C068-3	181,97	266,27	24,157	9,77	14,29	16.946.211,50	0,001	24,16	1,57	15,06	1,30	15,44	15,06	(local-global controls)
10C068-2	192,03	276,74	15,702	6,70	9,66	10.615.432,58	0,001	15,70	1,53	9,98	1,28	10,19	9,98	(local-global controls)
10C068-1	195,66	272,81	16,164	7,03	9,80	12.594.073,87	0,001	16,16	1,52	10,34	1,28	10,43	10,34	(local-global controls)

Figura A.3. Resultados teóricos calculados para perfis U e U_e , com base no MRD

MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA							Flambagem Lateral com Torção		Flambagem Local		Flambagem Distorcional		Resistência à flexão pelo MRD	
Perfil	f_i	f_d	$M_y=W_x \cdot f_y$ (kN.m)	M_l (kN.m)	M_{dist} (kN.m)	M_e (kN.m)	λ_0	M_{Re} (kN.m)	λ_l	M_{Rl} (kN.m)	λ_{dist}	M_{rdist} (kN.m)	M_{Rk} (kN.m)	Tipo
127x50x2,25	368,11	0,00	6,594	6,94	0,00	3,67	1,340	3,67	0,73	3,67	-	-	3,67	(global controls)
127x50x3,00	665,78	0,00	8,192	16,28	0,00	5,28	1,245	5,17	0,56	5,17	-	-	5,17	(global controls)
127x50x17x2,25	1.711,85	934,56	7,519	36,77	20,08	6,26	1,096	5,56	0,39	5,56	0,61	7,52	5,56	(global controls)
127x50x3,00	665,78	0,00	8,192	16,28	0,00	5,28	1,245	5,17	0,56	5,17	-	-	5,17	(global controls)
127x50x17x2,25	1.711,85	934,56	7,519	36,77	20,08	6,26	1,096	5,56	0,39	5,56	0,61	7,52	5,56	(global controls)
127x50x17x3,00	2.431,85	1.232,68	9,222	66,95	33,94	13,94	0,813	8,35	0,35	8,35	0,52	9,22	8,35	(global controls)
127x50x3,00	665,78	0,00	8,192	16,28	0,00	5,08	1,270	5,02	0,56	5,02	-	-	5,02	(global controls)
127x50x2,25	368,11	0,00	6,594	6,94	0,00	3,33	1,407	3,33	0,69	3,33	-	-	3,33	(global controls)
127x50x17x3,00	2.431,85	1.232,68	9,222	66,95	33,94	7,62	1,100	6,79	0,32	6,79	0,52	9,22	6,79	(global controls)
127x50x3,00	665,78	0,00	8,192	16,28	0,00	7,70	1,031	6,40	0,63	6,40	-	-	6,40	(global controls)
127x50x3,00	665,78	0,00	8,192	16,28	0,00	8,48	0,983	6,65	0,64	6,65	-	-	6,65	(global controls)
127x50x3,00	665,78	0,00	8,192	16,28	0,00	5,28	1,245	5,17	0,56	5,17	-	-	5,17	(global controls)
250x85x25x2,25	448,24	402,66	26,482	34,91	31,36	57,25	0,680	25,61	0,86	24,07	0,92	21,92	21,92	(distortional controls)
250x85x25x2,65	621,89	485,87	30,839	56,41	44,07	66,36	0,682	29,81	0,73	29,81	0,84	27,17	27,17	(distortional controls)
300x85x25x2,25	326,23	351,33	33,928	32,55	35,06	71,59	0,688	32,70	1,00	27,75	0,98	26,78	26,78	(distortional controls)
300x85x25x2,65	452,85	425,29	39,550	52,68	49,47	82,94	0,691	38,08	0,85	35,95	0,89	33,35	33,35	(distortional controls)
350x85x25x2,25	244,09	302,21	42,021	30,17	37,35	86,60	0,697	40,35	1,16	31,12	1,06	31,40	31,12	(local-global controls)
350x85x25x2,65	381,18	366,47	49,021	54,96	52,84	100,31	0,699	47,02	0,92	42,06	0,96	39,27	39,27	(distortional controls)
350x85x25x3,00	400,00	400,00	55,032	64,74	64,74	223,89	0,496	55,03	0,92	49,33	0,92	45,45	45,45	(distortional controls)
400x85x25x2,25	432,57	425,93	50,758	64,58	63,59	306,52	0,407	50,76	0,89	46,66	0,89	42,82	42,82	(distortional controls)
75x40x4	1.839,45	0,00	5,713	23,35	0,00	33,11	0,415	5,71	0,49	5,71	-	-	5,71	(global controls)
100x50x4	1.155,63	0,00	10,179	26,14	0,00	85,66	0,345	10,18	0,62	10,18	-	-	10,18	(global controls)
125x65x4	675,35	0,00	17,009	25,53	0,00	235,26	0,269	17,01	0,82	16,48	-	-	16,48	(local-global controls)
200x75x5	777,63	0,00	43,750	75,60	0,00	792,41	0,235	43,75	0,76	43,75	-	-	43,75	(global controls)
250x90x6	764,73	0,00	79,153	134,51	0,00	2.083,15	0,195	79,15	0,77	79,15	-	-	79,15	(global controls)
300x90x6	747,56	0,00	102,137	169,67	0,00	2.648,02	0,196	102,14	0,78	102,14	-	-	102,14	(global controls)
80x40x4	1.465,95	0,00	3,467	20,33	0,00	39,43	0,297	3,47	0,41	3,47	-	-	3,47	(global controls)
140x50x4	1.126,79	0,00	9,004	40,58	0,00	136,75	0,257	9,00	0,47	9,00	-	-	9,00	(global controls)
150x75x4	503,04	0,00	13,478	27,12	0,00	647,28	0,144	13,48	0,70	13,48	-	-	13,48	(global controls)

Figura A.4. Resultados teóricos calculados para perfis U e U_e , com base no MRD

Características do perfil											Resistência do momento fletor (Início de escoamento da Seção Efetiva e Flambagem Lateral por Torção)														
Autor	Perfil	S.T.	K _x	K _y	K _z	b _w (mm)	b _f (mm)	D (mm)	Θ (deg)	t (mm)	r _i (mm)	A (mm ²)	N _{ex} (kN)	N _{ey} (kN)	N _{ez} (kN)	M _e (kN.mm)	M _e (kN.mm)	λ _p	W _{ef} (mm ³)	M _{Rk} (kN.mm)	λ _o	χ _{FLT}	λ _{pl(FLT)}	W _{ef} (mm ³)	M _{Rk} (kN.m)
Yu e Schafer (2003)	8,5Z120-3	Ze45	1,0	0,3	0,3	214	64	25	48	3,00	9,00	1.117,8	601.403.126,67	847.476.363,95	891.224.268,33	38.289.929.738	75.764	0,626	70.134	29.645	0,001	1,000	0,626	70.134	29,65
Yu e Schafer (2003)	8,5Z120-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	215	64	25	48	3,00	9,00	1.120,8	608.116.281,69	847.476.363,95	894.232.591,54	38.487.528.655	75.637	0,621	70.587	29.209	0,001	1,000	0,621	70.587	29,21
Yu e Schafer (2003)	8,5Z105-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	215	64	24	50	2,64	8,50	988,1	538.712.701,44	743.077.176,47	782.458.019,35	33.770.787.622	51.889	0,756	58.642	27.814	0,001	1,000	0,756	58.642	27,81
Yu e Schafer (2003)	8,5Z105-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	214	64	24	50	2,67	8,50	996,4	538.496.297,78	750.782.423,13	788.055.936,33	33.942.018.695	53.736	0,734	59.927	27.603	0,001	1,000	0,734	59.927	27,60
Yu e Schafer (2003)	8,5Z092-4	Ze45	1,0	0,3	0,3	214	63,5	24	52	2,29	7,50	857,3	465.575.667,69	640.795.711,55	673.108.568,07	29.025.284.931	34.243	0,792	49.526	19.573	0,001	1,000	0,792	49.526	19,57
Yu e Schafer (2003)	8,5Z092-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	214	63,5	24	51	2,25	7,50	840,4	456.384.166,22	620.456.424,23	652.446.553,22	28.096.362.720	32.405	0,803	48.120	18.892	0,001	1,000	0,803	48.120	18,89
Yu e Schafer (2003)	8,5Z082-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	215	62	25	50	2,03	7,50	759,7	415.333.456,47	550.953.364,21	588.468.308,04	25.188.565.970	23.831	0,900	40.476	16.202	0,001	1,000	0,900	40.476	16,20
Yu e Schafer (2003)	8,5Z082-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	215	62,5	24	50	2,04	7,50	763,3	417.833.129,50	554.830.663,78	590.213.941,84	25.331.024.656	24.169	0,898	40.765	16.396	0,001	1,000	0,898	40.765	16,40
Yu e Schafer (2003)	8,5Z073-6	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	62,5	24	50	1,83	7,50	686,0	379.421.148,93	493.209.114,69	526.406.339,74	22.641.330.919	17.434	0,967	35.009	13.030	0,001	1,000	0,967	35.009	13,03
Yu e Schafer (2003)	8,5Z073-5	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	62,5	24	50	1,85	7,50	693,4	383.408.353,55	498.267.824,19	531.870.392,62	22.871.849.196	18.005	0,971	35.292	13.517	0,001	1,000	0,971	35.292	13,52
Yu e Schafer (2003)	8,5Z073-4	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	62,5	24	50	1,82	7,00	683,2	378.271.376,02	490.897.694,94	523.277.799,94	22.531.000.318	17.192	0,992	34.293	13.268	0,001	1,000	0,992	34.293	13,27
Yu e Schafer (2003)	8,5Z073-3	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	62	24	51	1,83	7,50	684,2	377.739.388,43	484.147.358,11	519.522.327,17	22.245.800.774	17.387	0,980	34.531	13.218	0,001	1,000	0,980	34.531	13,22
Yu e Schafer (2003)	8,5Z073-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	63	24	51	1,82	7,50	684,2	379.098.994,40	499.801.543,24	530.552.813,71	22.923.787.760	17.199	0,980	34.651	13.077	0,001	1,000	0,980	34.651	13,08
Yu e Schafer (2003)	8,5Z073-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	62,5	24	50	1,83	7,50	686,0	379.421.148,93	493.209.114,69	526.406.339,74	22.641.330.919	17.434	0,982	34.640	13.285	0,001	1,000	0,982	34.640	13,28
Yu e Schafer (2003)	8,5Z065-3	Ze45	1,0	0,3	0,3	215	61,5	21	47	1,63	7,00	598,2	326.893.672,91	385.900.294,04	417.527.594,76	17.626.027.578	12.114	1,075	28.077	10.355	0,001	1,000	1,075	28.077	10,35
Yu e Schafer (2003)	8,5Z065-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	215	62	20	47	1,63	7,00	598,2	327.260.612,30	386.773.237,44	416.861.653,62	17.642.931.691	12.107	1,071	28.179	10.305	0,001	1,000	1,071	28.179	10,31
Yu e Schafer (2003)	8,5Z059-4	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	62	19	50	1,50	7,00	549,7	303.210.711,54	345.517.197,93	374.519.755,47	15.838.934.283	9.377	1,229	23.409	9.457	0,001	1,000	1,229	23.409	9,46
Yu e Schafer (2003)	8,5Z059-3	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	59	19	50	1,51	7,00	544,2	296.816.578,77	308.760.809,54	345.773.811,65	14.235.012.663	9.391	1,213	23.146	9.323	0,001	1,000	1,213	23.146	9,32
Yu e Schafer (2003)	8,5Z059-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	61,5	19	50	1,50	7,00	548,2	301.827.968,01	338.857.804,71	369.289.410,20	15.548.402.803	9.350	1,232	23.246	9.466	0,001	1,000	1,232	23.246	9,47
Yu e Schafer (2003)	8,5Z059-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	61,5	19	50	1,50	7,00	548,2	301.827.968,01	338.857.804,71	369.289.410,20	15.548.402.803	9.350	1,230	23.277	9.446	0,001	1,000	1,230	23.277	9,45
Yu e Schafer (2003)	11,5Z092-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	290	87	24	50	2,61	6,75	1.297,2	1.298.689.365,57	1.538.263.788,89	1.620.407.365,30	93.856.707.992	49.722	0,967	89.258	37.158	0,001	1,000	0,967	89.258	37,16
Yu e Schafer (2003)	11,5Z092-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	288	87	24	48	2,62	7,00	1.296,2	1.281.288.615,79	1.543.458.733,78	1.618.554.354,12	93.457.037.399	50.375	0,963	88.981	37.408	0,001	1,000	0,963	88.981	37,41
Yu e Schafer (2003)	11,5Z082-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	291	88,5	22	51	2,13	8,50	1.058,5	1.069.664.555,85	1.258.463.256,37	1.321.964.837,03	77.006.843.983	26.893	1,202	62.341	26.414	0,001	1,000	1,202	62.341	26,41
Yu e Schafer (2003)	11,5Z082-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	291	88	23	51	2,13	8,50	1.058,5	1.068.943.947,83	1.256.734.793,67	1.323.522.696,30	76.970.215.496	26.917	1,191	62.758	26.132	0,001	1,000	1,191	62.758	26,13
Yu e Schafer (2003)	11,5Z073-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	289	87	22	45	1,80	7,00	888,2	887.137.009,83	1.015.893.436,62	1.071.160.577,99	61.821.256.554	16.307	1,455	44.692	20.138	0,001	1,000	1,455	44.692	20,14
Yu e Schafer (2003)	11,5Z073-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	288	87,5	24	45	1,77	4,75	884,4	884.278.260,62	1.069.063.907,28	1.109.089.790,83	64.768.076.051	15.841	1,492	43.777	20.155	0,001	1,000	1,492	43.777	20,15
Javaroni (1999)	127x50x17x2,25	Ze90	1,0	0,3	0,3	127	50	17	90	2,25	2,25	554,0	76,66	157,26	12.825,24	39.045	32.474	0,481	21.482	7.519	0,439	1,000	0,481	21.482	7,52

Figura A.5. Resultados teóricos calculados para perfis Z_e, com base no MSE

Características do perfil												Resistência do momento fletor (Início de Escoamento da Seção Efetiva e Flambagem Lateral por Torção)													
Autor	Perfil	S.T.	K _x	K _y	K _z	b _w (mm)	b _f (mm)	D (mm)	Θ (deg)	t (mm)	r _i (mm)	A (mm ²)	N _{ex} (kN)	N _{ey} (kN)	N _{ez} (kN)	M _e (kN.mm)	M _e (kN.mm)	λ _p	W _{ef} (mm ³)	M _{Rk} (kN.mm)	λ _o	χ _{FLT}	λ _{p(FLT)}	W _{ef} (mm ³)	M _{Rk} (kN.m)
Yu e Schafer (2006)	8,5Z120-4	Ze45	1,0	0,3	0,3	214	65	25	52	3,00	9,0	1.123,8	606.755.075,40	878.695.035,06	914.032.367,50	39.627.902.751	76.117	0,627	70.758	29.909	0,001	1,000	0,627	70.758	29,91
Yu e Schafer (2006)	8,5Z120-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	214	66	25	50	3,00	9,0	1.126,8	609.431.049,76	894.583.800,88	925.512.343,21	40.307.774.753	76.288	0,630	71.070	30.304	0,001	1,000	0,630	71.070	30,30
Yu e Schafer (2006)	8,5Z115-2	Ze45	1,0	0,3	0,3	217	63	23	49	3,00	9,0	1.111,8	610.248.710,47	778.252.240,85	839.166.336,56	35.730.587.921	74.264	0,646	70.181	31.013	0,001	1,000	0,646	70.181	31,01
Yu e Schafer (2006)	8,5Z115-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	66	22	48	3,00	9,5	1.113,4	609.799.088,41	812.700.212,19	854.927.088,45	36.917.031.966	74.428	0,655	70.454	31.937	0,001	1,000	0,655	70.454	31,94
Yu e Schafer (2006)	8,5Z092-3	Ze45	1,0	0,3	0,3	213	64	24	52	2,30	7,5	858,7	462.350.984,07	643.382.601,17	673.591.481,85	28.991.415.559	34.748	0,787	49.609	19.685	0,001	1,000	0,787	49.609	19,69
Yu e Schafer (2006)	8,5Z092-1	Ze45	1,0	0,3	0,3	214	64	24	52	2,30	7,5	861,0	467.511.223,10	643.382.601,17	675.866.605,65	29.141.350.952	34.687	0,791	49.762	19.800	0,001	1,000	0,791	49.762	19,80
Yu e Schafer (2006)	8,5Z082-4	Ze45	1,0	0,3	0,3	215	63	25	50	2,10	7,5	787,5	430.935.292,34	579.200.156,44	615.567.022,85	26.448.728.208	26.415	0,879	42.667	17.404	0,001	1,000	0,879	42.667	17,40
Yu e Schafer (2006)	8,5Z082-3	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	62	24	50	2,10	7,5	785,4	432.412.827,40	559.560.544,42	600.645.112,81	25.695.436.353	26.211	0,880	42.575	17.302	0,001	1,000	0,880	42.575	17,30
Yu e Schafer (2006)	8,5Z065-7	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	63	21	50	1,60	8,5	593,1	327.912.323,29	407.632.993,84	436.305.508,96	18.684.300.536	11.497	1,190	25.955	11.150	0,001	1,000	1,190	25.955	11,15
Yu e Schafer (2006)	8,5Z065-6	Ze45	1,0	0,3	0,3	217	63	22	51	1,60	8,5	594,7	331.134.448,49	406.720.980,33	438.450.549,32	18.761.981.352	11.483	1,203	25.866	11.288	0,001	1,000	1,203	25.866	11,29
Yu e Schafer (2006)	8,5Z065-5	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	62	20	49	1,60	7,0	589,0	324.989.434,77	380.050.332,96	410.878.860,10	17.427.341.121	11.435	1,192	25.689	11.113	0,001	1,000	1,192	25.689	11,11
Yu e Schafer (2006)	8,5Z065-4	Ze45	1,0	0,3	0,3	213	59	19	49	1,60	7,5	569,0	301.818.401,30	320.114.313,05	356.411.340,29	14.526.770.677	11.153	1,128	25.233	10.129	0,001	1,000	1,128	25.233	10,13
Yu e Schafer (2006)	8,5Z059-6	Ze45	1,0	0,3	0,3	214	62	21	49	1,60	8,0	585,9	317.174.180,51	385.276.571,33	415.852.162,09	17.524.212.944	11.474	1,140	26.177	10.560	0,001	1,000	1,140	26.177	10,56
Yu e Schafer (2006)	8,5Z059-5	Ze45	1,0	0,3	0,3	216	61	20	48	1,60	8,0	582,7	319.432.316,71	359.000.790,73	394.029.854,34	16.496.240.477	11.277	1,154	25.887	10.531	0,001	1,000	1,154	25.887	10,53
Yu e Schafer (2006)	11,5Z092-4	Ze45	1,0	0,3	0,3	285	88	24	49	2,10	8,0	1.034,3	1.007.542.566,23	1.254.555.672,36	1.301.371.630,88	75.151.379.282	26.139	1,275	57.258	27.575	0,001	1,000	1,275	57.258	27,58
Yu e Schafer (2006)	11,5Z092-3	Ze45	1,0	0,3	0,3	286	88	23	49	2,30	8,0	1.129,0	1.103.294.138,99	1.332.628.752,88	1.390.957.998,43	80.057.806.828	34.011	1,169	66.839	32.290	0,001	1,000	1,169	66.839	32,29
Yu e Schafer (2006)	11,5Z082-4	Ze45	1,0	0,3	0,3	290	87	22	49	2,10	8,0	1.034,3	1.034.373.724,75	1.173.348.328,67	1.247.689.795,48	71.713.971.859	25.676	1,326	55.981	28.405	0,001	1,000	1,326	55.981	28,40
Yu e Schafer (2006)	11,5Z082-3	Ze45	1,0	0,3	0,3	288	87	24	51	2,10	8,0	1.040,6	1.031.927.391,78	1.252.727.734,85	1.313.054.072,77	75.992.894.132	26.065	1,303	57.048	28.221	0,001	1,000	1,303	57.048	28,22

Figura A.6. Resultados teóricos calculados para perfis Z_e, com base no MSE

MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA							Flambagem Lateral com Torção	Flambagem Local	Flambagem Distorcional	Resistência à flexão pelo MRD				
Perfil	f_l	f_d	$M_y=W_x \cdot f_y$ (kN.m)	M_l (kN.m)	M_{dist} (kN.m)	M_e (kN.m)	λ_0	M_{Re} (kN.m)	λ_l	M_{Rl} (kN.m)	λ_{dist}	M_{rdist} (kN.m)	M_{Rk} (kN.m)	Tipo
8,5Z120-3	1.182,72	594,86	29,645	82,95	41,72	38.289.929,74	0,001	29,65	0,60	29,65	-	-	29,65	(global controls)
8,5Z120-2	1.173,64	593,61	29,209	82,84	41,90	38.487.528,65	0,001	29,21	0,59	29,21	-	-	29,21	(global controls)
8,5Z105-2	908,38	508,08	29,658	56,80	31,77	33.770.787,62	0,001	29,66	0,72	29,66	-	-	29,66	(global controls)
8,5Z105-1	936,44	517,86	28,925	58,81	32,52	33.942.018,69	0,001	28,92	0,70	28,92	-	-	28,92	(global controls)
8,5Z092-4	688,81	441,85	21,457	37,40	23,99	29.025.284,93	0,001	21,46	0,76	21,46	-	-	21,46	(global controls)
8,5Z092-2	664,79	426,25	20,895	35,38	22,69	28.096.362,72	0,001	20,89	0,77	20,89	-	-	20,89	(global controls)
8,5Z082-2	537,69	385,27	19,298	25,92	18,57	25.188.565,97	0,001	19,30	0,86	18,05	-	-	18,05	(local-global controls)
8,5Z082-1	542,55	379,13	19,507	26,31	18,39	25.331.024,66	0,001	19,51	0,86	18,27	-	-	18,27	(local-global controls)
8,5Z073-6	432,93	330,48	16,316	18,98	14,49	22.641.330,92	0,001	16,32	0,93	14,57	-	-	14,57	(local-global controls)
8,5Z073-5	442,48	335,11	16,966	19,60	14,84	22.871.849,20	0,001	16,97	0,93	15,12	-	-	15,12	(local-global controls)
8,5Z073-4	428,20	337,80	16,909	18,71	14,76	22.531.000,32	0,001	16,91	0,95	14,86	-	-	14,86	(local-global controls)
8,5Z073-3	433,26	337,80	16,706	18,91	14,74	22.245.800,77	0,001	16,71	0,94	14,79	-	-	14,79	(local-global controls)
8,5Z073-2	427,95	330,57	16,530	18,74	14,48	22.923.787,76	0,001	16,53	0,94	14,64	-	-	14,64	(local-global controls)
8,5Z073-1	432,93	330,48	16,812	18,98	14,49	22.641.330,92	0,001	16,81	0,94	14,87	-	-	14,87	(local-global controls)
8,5Z065-3	346,01	268,00	13,994	13,13	10,17	17.626.027,58	0,001	13,99	1,03	11,65	-	-	11,65	(local-global controls)
8,5Z065-1	345,71	259,58	13,892	13,13	9,86	17.642.931,69	0,001	13,89	1,03	11,59	-	-	11,59	(local-global controls)
8,5Z059-4	290,40	241,62	14,153	10,17	8,46	15.838.934,28	0,001	14,15	1,18	10,77	-	-	10,77	(local-global controls)
8,5Z059-3	295,47	252,97	13,813	10,13	8,68	14.235.012,66	0,001	13,81	1,17	10,59	-	-	10,59	(local-global controls)
8,5Z059-2	290,59	243,16	14,200	10,13	8,48	15.548.402,80	0,001	14,20	1,18	10,78	-	-	10,78	(local-global controls)
8,5Z059-1	290,59	243,16	14,151	10,13	8,48	15.548.402,80	0,001	14,15	1,18	10,76	-	-	10,76	(local-global controls)
11,5Z092-1	475,78	304,63	46,525	53,17	34,05	93.856.707,99	0,001	46,53	0,94	41,31	-	-	41,31	(local-global controls)
11,5Z092-2	485,32	298,34	46,676	53,88	33,12	93.457.037,40	0,001	46,68	0,93	41,58	-	-	41,58	(local-global controls)
11,5Z082-2	313,98	224,36	38,868	28,80	20,58	77.006.843,98	0,001	38,87	1,16	29,89	-	-	29,89	(local-global controls)
11,5Z082-1	314,24	231,22	38,172	28,81	21,20	76.970.215,50	0,001	38,17	1,15	29,54	-	-	29,54	(local-global controls)
11,5Z073-2	227,07	171,62	34,519	17,40	13,15	61.821.256,55	0,001	34,52	1,41	23,25	-	-	23,25	(local-global controls)
11,5Z073-1	220,91	175,57	35,278	16,93	13,45	64.768.076,05	0,001	35,28	1,44	23,36	-	-	23,36	(local-global controls)
127x50x17x2,25	1.806,68	936,14	7,519	38,81	20,11	39,05	0,439	7,52	0,44	7,52	0,61	7,52	7,52	(global controls)

Figura A.7. Resultados teóricos calculados para perfis Z_e , com base no MRD

MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA							Flambagem Lateral com Torção	Flambagem Local	Flambagem Distorcional	Resistência à flexão pelo MRD				
Perfil	f_l	f_d	$M_y=W_x \cdot f_y$ (kN.m)	M_l (kN.m)	M_{dist} (kN.m)	M_e (kN.m)	λ_0	M_{Re} (kN.m)	λ_l	M_{Rl} (kN.m)	λ_{dist}	M_{rdist} (kN.m)	M_{Rk} (kN.m)	Tipo
8,5Z120-4	1.182,11	615,57	29,909	83,64	43,56	39.627.902,75	0,001	29,91	0,60	29,91	0,83	26,51	26,51	(distortional controls)
8,5Z120-1	1.180,96	595,57	30,304	83,93	42,33	40.307.774,75	0,001	30,30	0,60	30,30	0,85	26,50	26,50	(distortional controls)
8,5Z115-2	1.156,71	589,77	31,013	81,18	41,39	35.730.587,92	0,001	31,01	0,62	31,01	0,87	26,72	26,72	(distortional controls)
8,5Z115-1	1.161,46	548,79	31,937	81,83	38,66	36.917.031,97	0,001	31,94	0,62	31,94	0,91	26,63	26,63	(distortional controls)
8,5Z092-3	700,28	445,35	21,495	37,94	24,12	28.991.415,56	0,001	21,50	0,75	21,50	0,94	17,46	17,46	(distortional controls)
8,5Z092-1	694,86	444,11	21,693	37,88	24,21	29.141.350,95	0,001	21,69	0,76	21,69	0,95	17,59	17,59	(distortional controls)
8,5Z082-4	575,11	394,65	20,403	28,77	19,74	26.448.728,21	0,001	20,40	0,84	19,38	1,02	15,73	15,73	(distortional controls)
8,5Z082-3	571,04	392,66	20,304	28,53	19,62	25.695.436,35	0,001	20,30	0,84	19,26	1,02	15,64	15,64	(distortional controls)
8,5Z065-7	330,24	266,74	16,276	12,51	10,11	18.684.300,54	0,001	16,28	1,14	12,67	1,27	10,60	10,60	(distortional controls)
8,5Z065-6	328,02	273,86	16,619	12,49	10,43	18.761.981,35	0,001	16,62	1,15	12,84	1,26	10,87	10,87	(distortional controls)
8,5Z065-5	330,58	262,46	16,243	12,41	9,85	17.427.341,12	0,001	16,24	1,14	12,62	1,28	10,48	10,48	(distortional controls)
8,5Z065-4	339,57	266,03	14,194	12,01	9,41	14.526.770,68	0,001	14,19	1,09	11,41	1,23	9,49	9,49	(distortional controls)
8,5Z059-6	336,00	271,80	14,921	12,43	10,05	17.524.212,94	0,001	14,92	1,10	11,94	1,22	10,04	10,04	(distortional controls)
8,5Z059-5	330,95	257,95	15,013	12,21	9,52	16.496.240,48	0,001	15,01	1,11	11,91	1,26	9,86	9,86	(distortional controls)
11,5Z092-4	317,34	227,98	42,489	28,00	20,11	75.151.379,28	0,001	42,49	1,23	31,39	1,45	24,81	24,81	(distortional controls)
11,5Z092-3	378,27	250,10	46,509	36,42	24,08	80.057.806,83	0,001	46,51	1,13	36,44	1,39	28,17	28,17	(distortional controls)
11,5Z082-4	307,66	221,41	45,165	27,39	19,71	71.713.971,86	0,001	45,17	1,28	32,43	1,51	25,50	25,50	(distortional controls)
11,5Z082-3	311,54	231,46	44,236	27,86	20,70	75.992.894,13	0,001	44,24	1,26	32,18	1,46	25,70	25,70	(distortional controls)

Figura A.8. Resultados teóricos calculados para perfis Z_e , com base no MRD

MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA							Flambagem Lateral com Torção		Flambagem Local		Flambagem Distorcional		Resistência à flexão pelo MRD	
Perfil	f_i	f_d	$W_x \cdot f_y$ (kN.m)	M_i (kN.m)	M^{dist} (kN.m)	M_e (kN.m)	λ_0	M_{Re} (kN.m)	λ_i	M_{RI} (kN.m)	λ_{dist}	M_{rdist} (kN.m)	M_{Rk} (kN.m)	Tipo
OT0.42-86-S75	59,93	199,54	3,735	0,34	1,13	17,91	0,457	3,73	3,32	1,35	1,82	1,80	1,35	(local-global controls)
OT1.2-86-S75	495,58	594,32	8,941	7,68	9,21	47,42	0,434	8,94	1,08	7,23	0,99	7,05	7,05	(distortional controls)
OT1.9-86-S75	1.243,47	971,72	11,290	29,43	23,00	70,58	0,400	11,29	0,62	11,29	0,70	11,05	11,05	(distortional controls)
OT1.2-136-S150	420,20	453,81	16,289	11,84	12,79	75,14	0,466	16,29	1,17	12,45	1,13	11,62	11,62	(distortional controls)
OT1.9-136-S150	1.010,68	719,27	20,995	43,84	31,20	107,15	0,443	20,99	0,69	20,99	0,82	18,73	18,73	(distortional controls)
CT0.42-86-S75	11,40	0,00	3,200	0,05	0,00	1.640,30	0,044	3,20	7,67	0,61	-	-	0,61	(local-global controls)
CT1.2-86-S75	96,86	0,00	7,741	1,28	0,00	4.658,71	0,041	7,74	2,46	3,50	-	-	3,50	(local-global controls)
CT1.9-86-S75	252,33	0,00	9,761	5,14	0,00	7.413,78	0,036	9,76	1,38	6,68	-	-	6,68	(local-global controls)
CT1.2-136-S150	88,26	0,00	13,803	2,10	0,00	6.013,37	0,048	13,80	2,56	6,04	-	-	6,04	(local-global controls)
CT1.9-136-S150	221,58	0,00	17,790	8,20	0,00	9.283,10	0,044	17,79	1,47	11,61	-	-	11,61	(local-global controls)

Figura A.10. Resultados teóricos calculados para perfis $2U$ e $2U_e$, com base no MRD

APÊNDICE B – Estatísticas do Erro do Modelo

As figuras B.1 a B.9 apresentam os histogramas com a distribuição que melhor se ajustou para o agrupamento (C): por perfil e modo de falha.

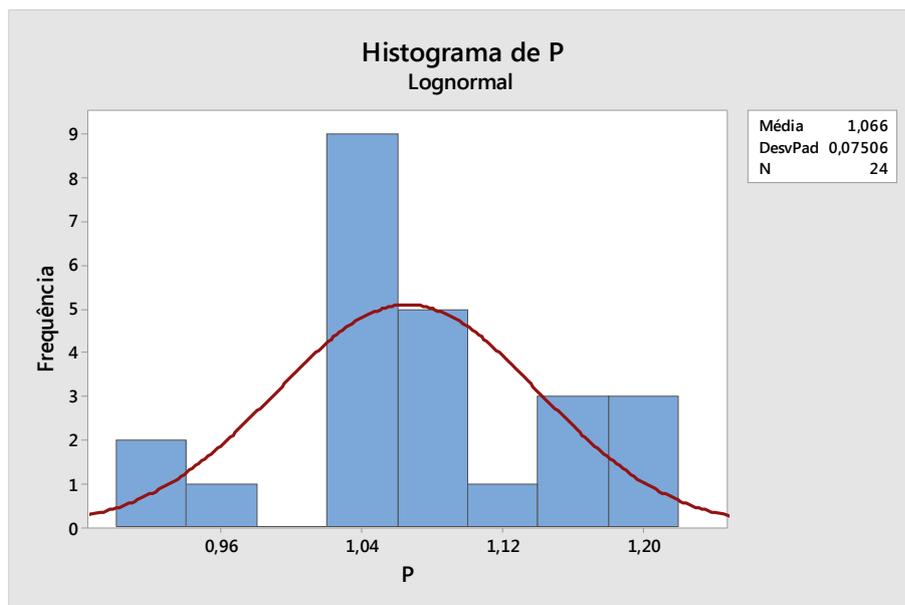


Figura B.1. Seções com perfil U_e - Flambagem Local

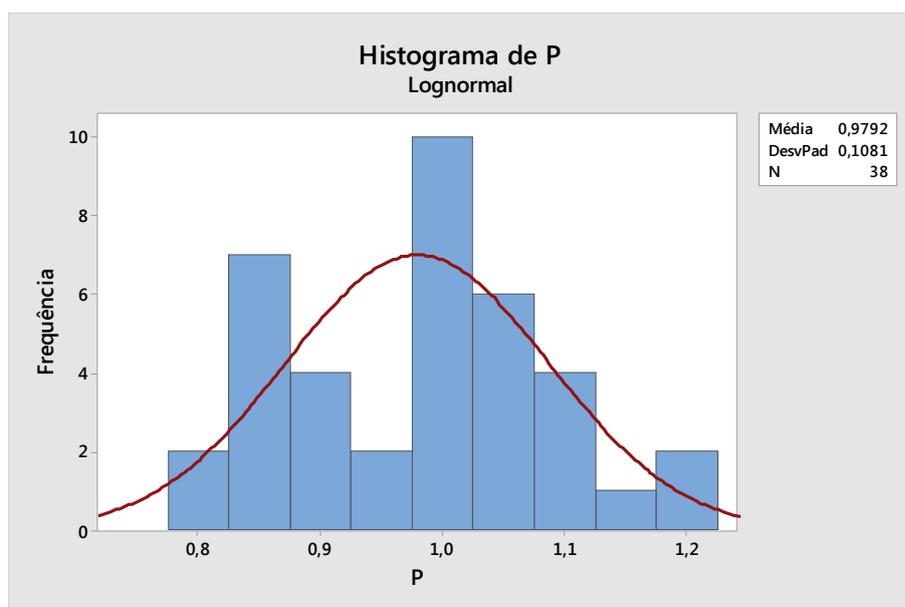


Figura B.2. Seções com perfil U_e – Flambagem Distorcional

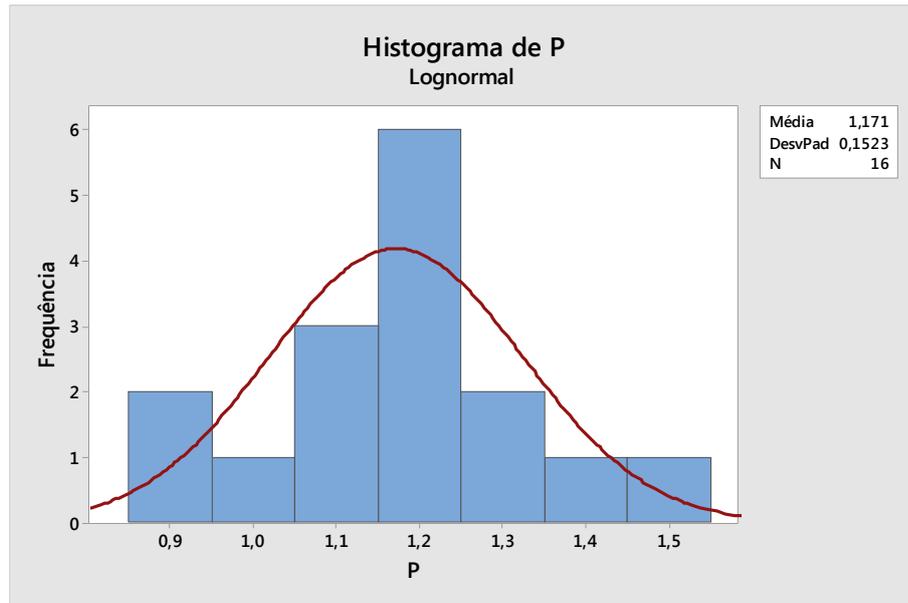


Figura B.3. Seções com perfil U – Flambagem Lateral por Torção

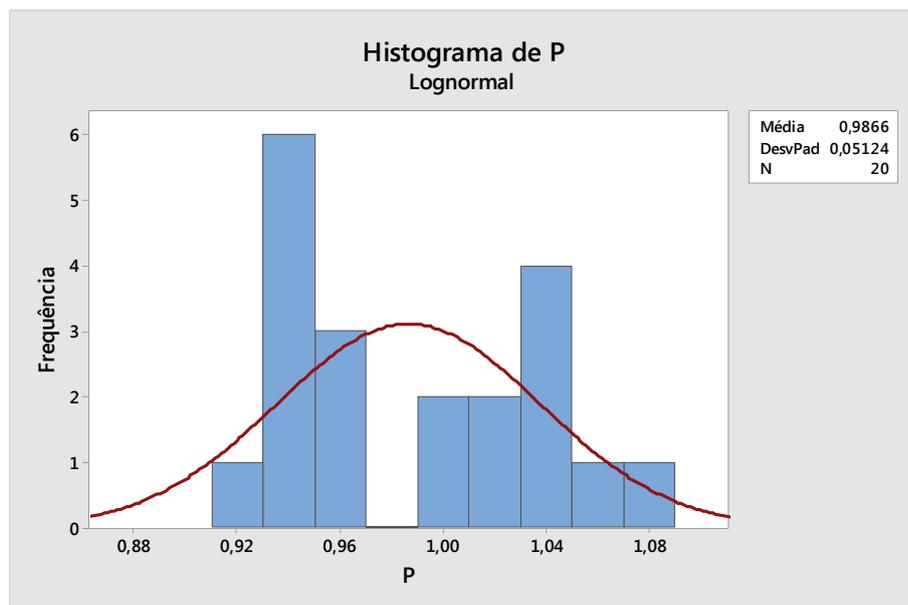


Figura B.4. Seções com perfil Z_e – Flambagem Local

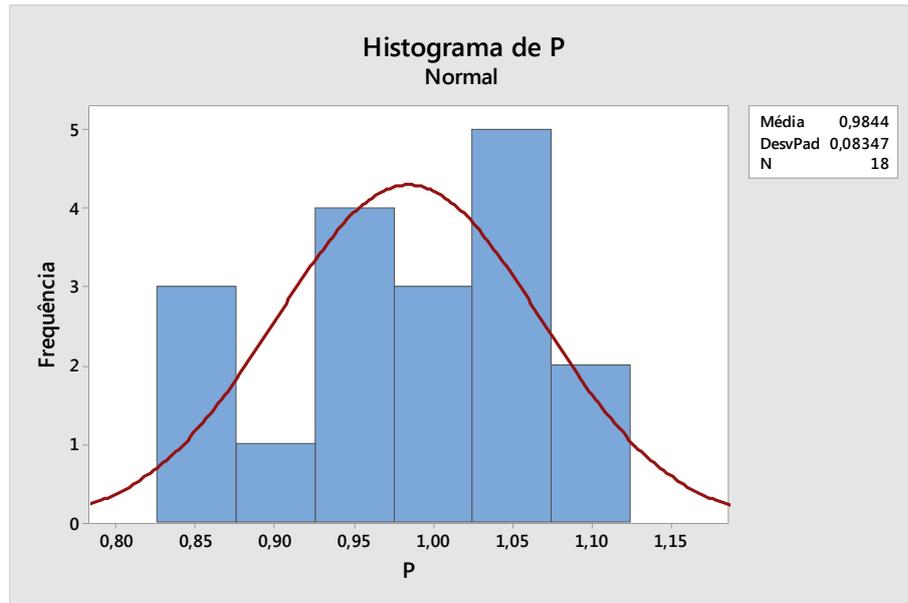


Figura B.5. Seções com perfil Z_e – Flambagem Distorcional

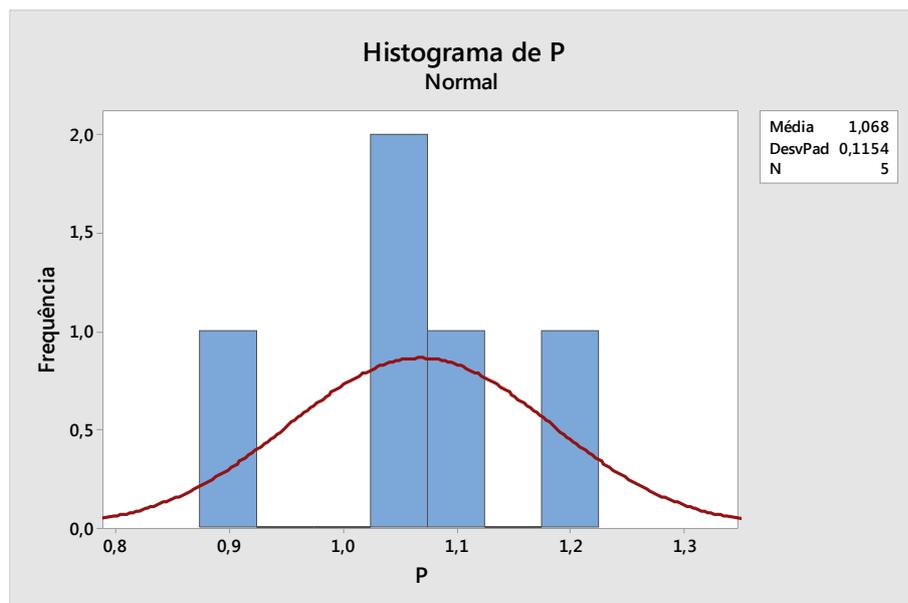


Figura B.6. Seções com perfil $2U_e$ – Flambagem Distorcional

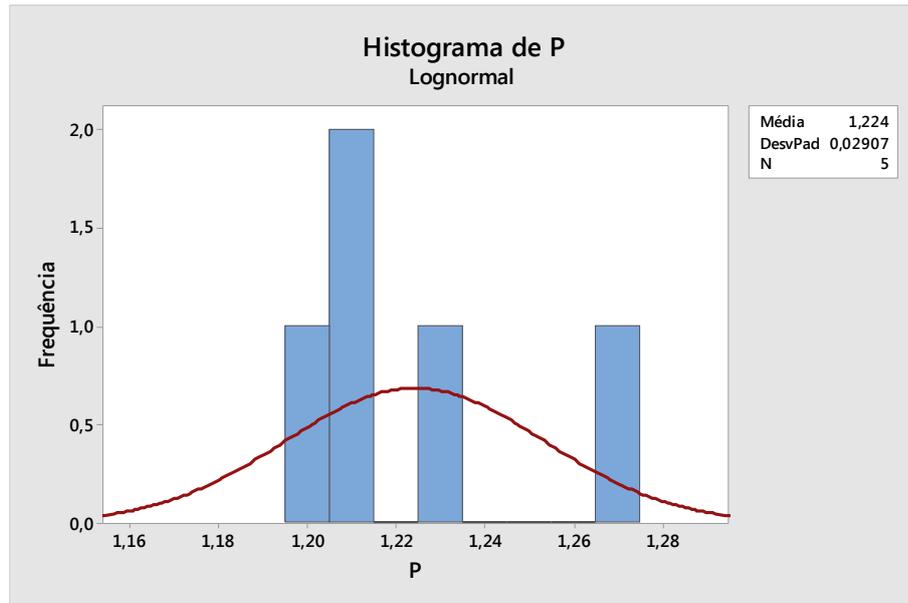


Figura B.7. Seções com perfil $2U$ – Flambagem Local

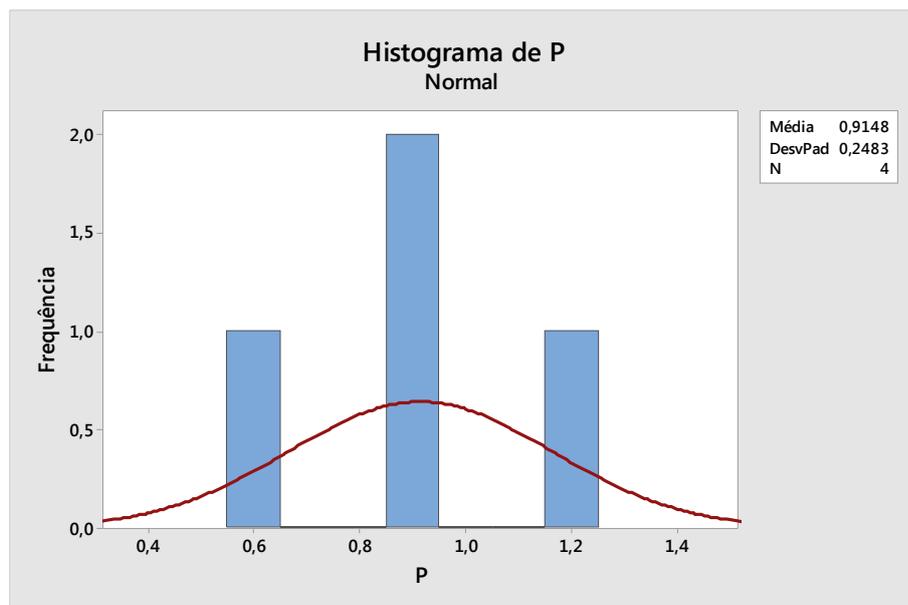


Figura B.8. Seções com perfil $2U_e$ – Flambagem Lateral por Torção

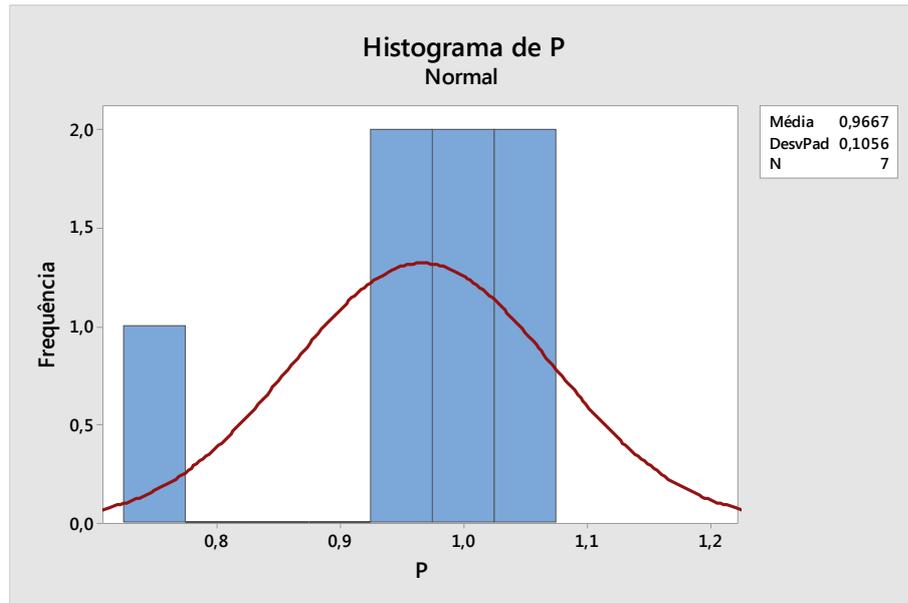


Figura B.9. Seções com perfil Z_e – Flambagem Lateral por Torção

APÊNDICE C – Probabilidade de Falha e Índice de Confiabilidade

Os gráficos apresentados nas figuras C.1 a C.8 mostram os índices de confiabilidade β versus razão L_n/D_n para o agrupamento (C): Por tipo de perfil e modo de falha. Observa-se que os valores de β decrescem de forma mais evidente para L_n/D_n entre 1 e 3, e mantem-se praticamente constantes no outro trecho, de L_n/D_n entre 3 e 10, comportamento já observado para os outros dois agrupamentos.

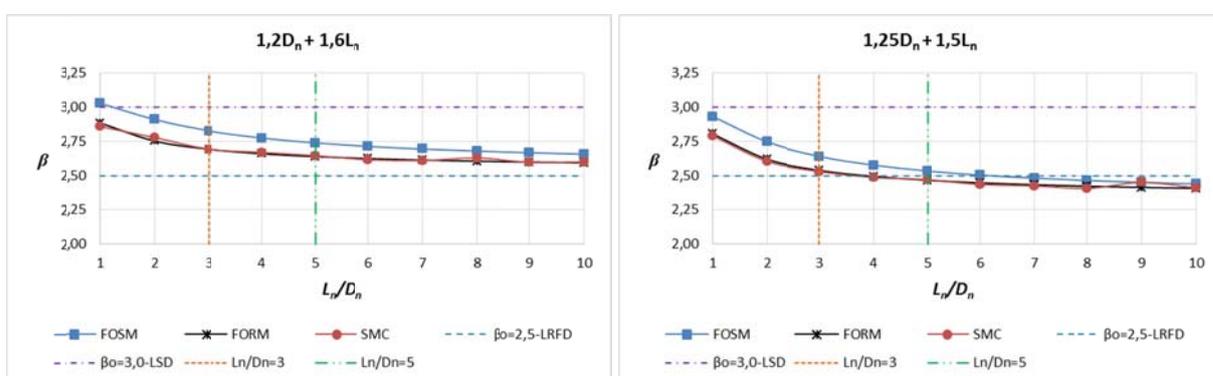


Figura C.1. Índice de confiabilidade para os perfis tipo U_e – Flambagem Local

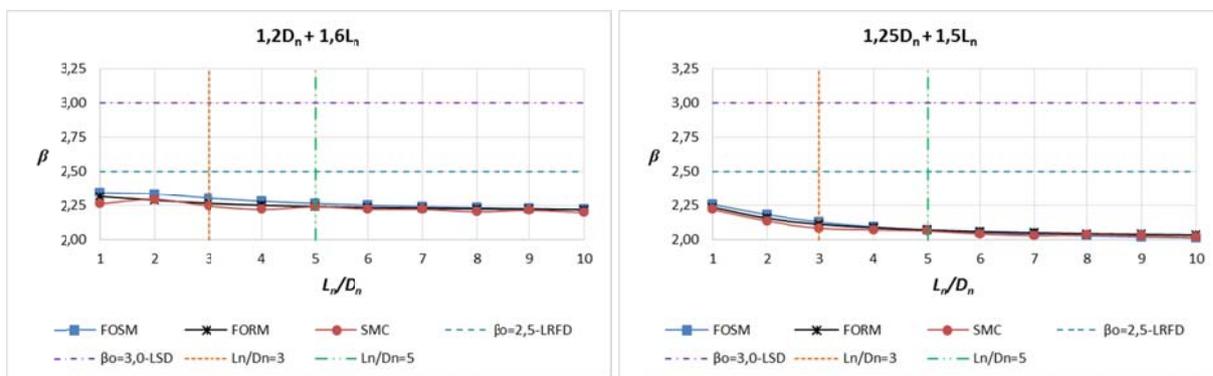


Figura C.2. Índice de confiabilidade para os perfis tipo U_e – Flambagem Distorcional

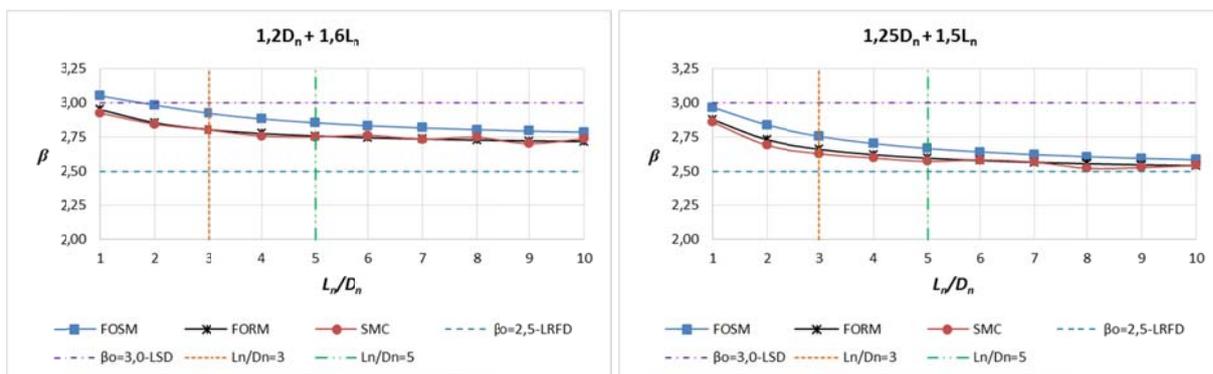


Figura C.3. Índice de confiabilidade para os perfis tipo U – Flambagem Lateral por Torção

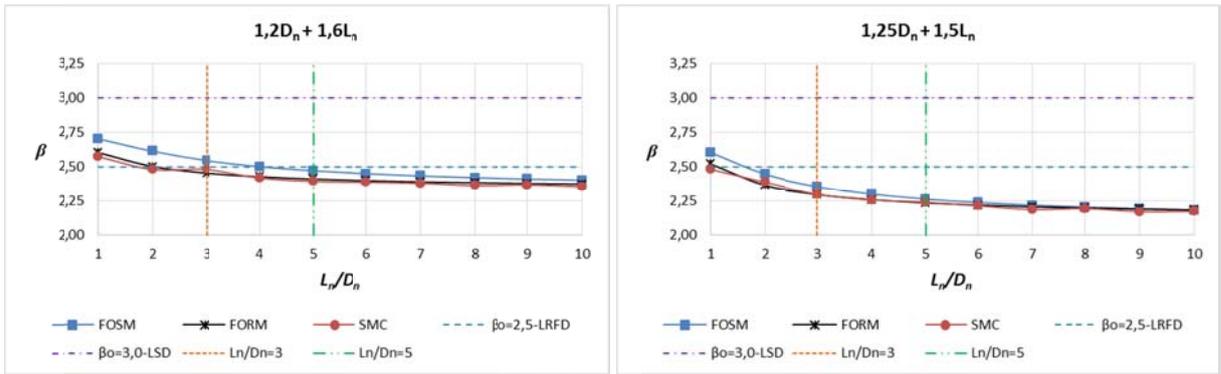


Figura C.4. Índice de confiabilidade para os perfis tipo Z_e – Flambagem Local

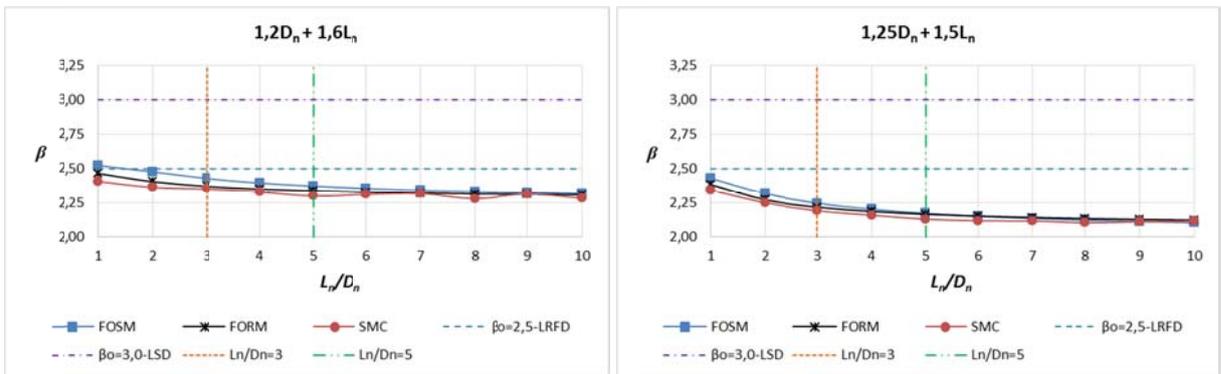


Figura C.5. Índice de confiabilidade para os perfis tipo Z_e – Flambagem Distorcional

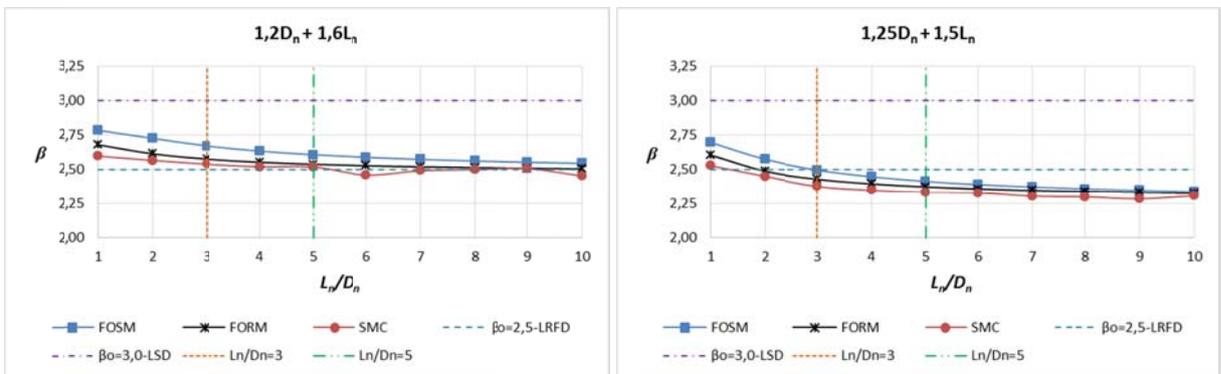


Figura C.6. Índice de confiabilidade para os perfis tipo $2U_e$ – Flambagem Distorcional

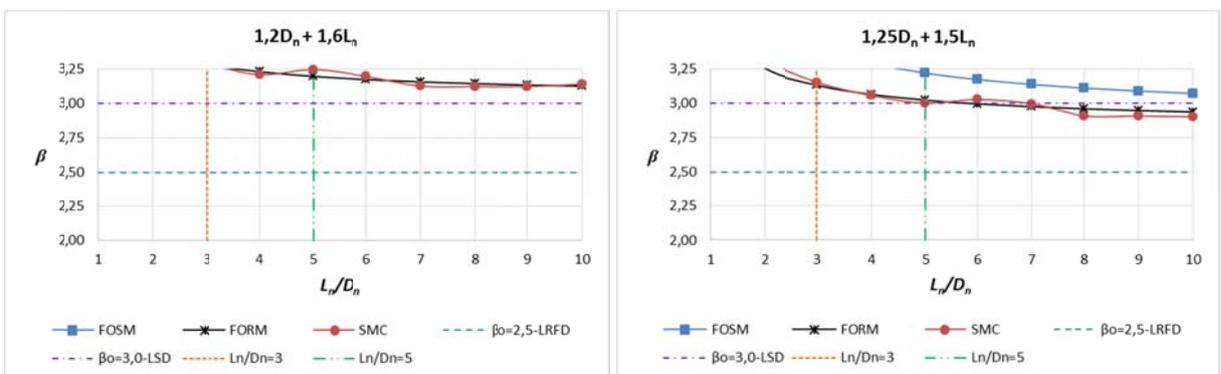


Figura C.7. Índice de confiabilidade para os perfis tipo $2U$ – Flambagem Local

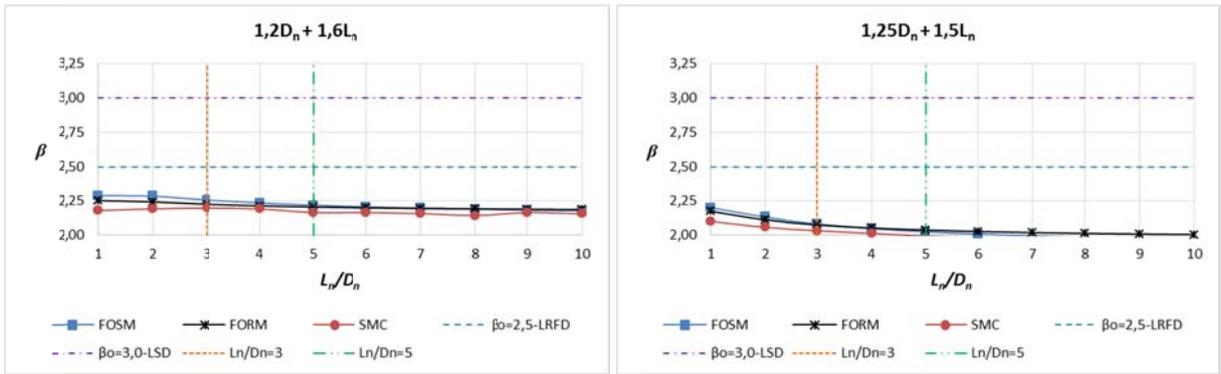


Figura C.8. Índice de confiabilidade para os perfis tipo Z_e – Flambagem Lateral por Torção

APÊNDICE D – Dados Experimentais

Perfil	S.T.	E (MPa)	L (mm)	t (mm)	f _y (MPa)	f _u (MPa)	M _{test} (kN.m)	M _y (kN.m)	M _{cr1} (kN.m)	M _{crd} (kN.m)	M _{test} / M _{DSI}	M _{test} / M _{DSd}
8,5Z120-3	Ze	203.000	4.878	3,0	422,7	580,6	31,7	30,3	82,2	44,2	1,05	1,2
8,5Z120-2	Ze	203.000	4.878	3,0	413,8	568,9	31,7	29,8	81,6	44,2	1,06	1,2
8,5Z105-2	Ze	203.000	4.878	2,6	474,3	629,0	30,2	30,5	54,3	33,1	0,99	1,3
8,5Z105-1	Ze	203.000	4.878	2,7	460,6	614,1	30,2	29,9	55,0	33,3	1,01	1,3
8,5Z092-4	Ze	203.000	4.878	2,3	395,2	498,1	20,5	21,7	36,3	24,5	0,94	1,2
8,5Z092-2	Ze	203.000	4.878	2,3	392,6	495,4	20,5	21,4	34,6	23,5	0,97	1,2
8,5Z082-2	Ze	203.000	4.878	2,0	400,3	510,2	18,3	19,6	25,9	19,7	1,00	1,2
8,5Z082-1	Ze	203.000	4.878	2,0	402,2	509,9	18,3	19,6	25,5	19,3	1,01	1,3
8,5Z073-6	Ze	203.000	4.878	1,8	372,2	500,4	13,7	16,5	18,7	15,1	0,94	1,2
8,5Z073-5	Ze	203.000	4.878	1,9	383,0	507,2	13,7	17,1	19,2	15,4	0,91	1,1
8,5Z073-4	Ze	203.000	4.878	1,8	386,9	514,6	15,1	17,1	18,2	14,6	1,02	1,3
8,5Z073-3	Ze	203.000	4.878	1,8	382,8	512,1	15,1	17,0	18,7	15,3	1,01	1,2
8,5Z073-2	Ze	203.000	4.878	1,8	377,4	504,0	13,9	17,0	18,2	14,7	0,94	1,2
8,5Z073-1	Ze	203.000	4.878	1,8	383,5	510,3	13,9	16,7	18,8	15,2	0,94	1,2
8,5Z065-3	Ze	203.000	4.878	1,6	368,8	474,4	10,8	14,1	13,0	10,1	0,93	1,2
8,5Z065-1	Ze	203.000	4.878	1,6	365,7	472,5	10,8	13,9	13,2	10,4	0,93	1,2
8,5Z059-4	Ze	203.000	4.878	1,5	404,0	557,3	11,4	14,3	9,8	8,3	1,06	1,3
8,5Z059-3	Ze	203.000	4.878	1,5	402,8	558,3	11,4	14,1	9,7	8,6	1,07	1,3
8,5Z059-2	Ze	203.000	4.878	1,5	407,2	556,9	11,2	14,4	9,7	8,3	1,04	1,3
8,5Z059-1	Ze	203.000	4.878	1,5	405,8	555,2	11,2	14,4	9,7	8,3	1,04	1,3
11,5Z092-1	Ze	203.000	4.878	2,6	416,3	537,4	39,8	46,8	53,6	13,1	0,96	1,3
11,5Z092-2	Ze	203.000	4.878	2,6	420,4	541,1	39,8	46,2	54,0	13,8	0,96	1,3
11,5Z082-2	Ze	203.000	4.878	2,1	423,7	558,1	31,0	39,0	28,5	13,7	1,04	1,4
11,5Z082-1	Ze	203.000	4.878	2,1	416,4	550,7	31,0	38,5	28,6	14,8	1,04	1,4
11,5Z073-2	Ze	203.000	4.878	1,8	450,6	570,7	21,9	35,2	17,0	13,1	0,94	1,3
11,5Z073-1	Ze	203.000	4.878	1,8	460,4	582,5	21,9	35,6	16,3	13,8	0,95	1,3
8C097-3	Ue	203.000	4.878	2,4	410,9	524,4	19,5	17,8	34,9	25,6	1,10	1,28
8C097-2	Ue	203.000	4.878	2,5	412,7	528,4	19,5	18,7	37,8	27,3	1,04	1,21
8C068-5	Ue	203.000	4.878	2,0	334,7	444,9	11,7	12,9	19,9	16,5	0,93	1,10
8C068-4	Ue	203.000	4.878	1,9	365,6	456,5	11,7	11,5	18,3	15,4	1,03	1,22
8C068-2	Ue	203.000	4.878	1,9	354,3	454,4	11,1	12,3	18,8	15,7	0,93	1,10
8C068-1	Ue	203.000	4.878	1,9	356,5	450,2	11,1	12,2	18,6	15,5	0,94	1,11
8C054-8	Ue	203.000	4.878	1,4	278,0	363,5	6,3	7,1	6,7	6,9	1,07	1,20
8C054-1	Ue	203.000	4.878	1,4	275,9	358,6	6,3	7,0	7,4	7,4	1,04	1,17
8C043-6	Ue	203.000	4.878	1,2	310,3	418,8	5,8	7,1	5,0	5,4	1,07	1,21
8C043-5	Ue	203.000	4.878	1,3	309,1	420,1	5,8	7,2	5,3	5,8	1,05	1,17
8C043-3	Ue	203.000	4.878	1,2	316,6	423,6	5,4	7,1	4,7	5,1	1,03	1,17
8C043-1	Ue	203.000	4.878	1,2	314,7	422,6	5,4	7,0	4,7	5,1	1,04	1,17
6C054-2	Ue	203.000	4.878	1,6	248,7	346,8	5,1	4,8	11,4	9,9	1,06	1,16
6C054-1	Ue	203.000	4.878	1,6	254,6	344,5	5,1	4,9	11,6	9,2	1,04	1,14
4C054-2	Ue	203.000	4.878	1,4	308,1	375,8	3,1	3,0	8,3	5,1	1,03	1,15
4C054-1	Ue	203.000	4.878	1,4	309,9	382,3	3,1	3,1	7,5	4,9	1,02	1,15
3.62C054-2	Ue	203.000	4.878	1,4	220,4	372,8	2,3	2,0	7,3	4,6	1,17	1,24
3.62C054-1	Ue	203.000	4.878	1,4	225,8	371,5	2,3	2,0	7,2	4,3	1,16	1,24
12C068-9	Ue	203.000	4.878	1,7	241,7	403,1	11,8	12,8	9,9	13,1	1,18	1,32
12C068-5	Ue	203.000	4.878	1,7	240,2	403,9	11,8	12,4	10,1	13,8	1,19	1,33
12C068-4	Ue	203.000	4.878	1,7	394,7	523,2	15,5	21,8	10,6	13,7	1,07	1,28
12C068-3	Ue	203.000	4.878	1,7	390,2	516,1	15,5	21,5	10,9	14,8	1,07	1,25
10C068-2	Ue	203.000	4.878	1,5	231,3	394,9	7,9	8,3	7,3	13,7	1,18	1,28
10C068-1	Ue	203.000	4.878	1,5	235,6	392,2	7,9	8,6	7,3	14,8	1,14	1,23

Figura D.1. Local buckling tests on cold-formed steel beams (YU e SCHAFFER, 2003)

Perfil	S.T.	E (MPa)	L (mm)	t (mm)	f _y (MPa)	f _u (MPa)	M _{test} (kN.m)	M _y (kN.m)	M _{cr1} (kN.m)	M _{crd} (kN.m)	M _{test} / M _{DSI}	M _{test} / M _{DSd}
8,5Z120-4	Ze	203.000	4.878	3,0	422,7	572,6	28,7	29,9	83,0	44,2	0,96	1,08
8,5Z120-1	Ze	203.000	4.878	3,0	426,4	573,7	28,7	30,4	83,6	40,9	0,94	1,09
8,5Z115-2	Ze	203.000	4.878	3,0	441,9	577,9	26,8	30,6	80,4	41,0	0,88	1,02
8,5Z115-1	Ze	203.000	4.878	3,0	453,3	583,4	26,8	31,6	78,3	37,5	0,85	1,03
8,5Z092-3	Ze	203.000	4.878	2,3	396,8	497,0	17,3	21,0	36,7	23,6	0,82	1,01
8,5Z092-1	Ze	203.000	4.878	2,3	397,9	500,1	17,3	21,2	37,1	23,7	0,82	1,00
8,5Z082-4	Ze	203.000	4.878	2,1	407,9	510,0	14,3	19,9	27,1	18,4	0,77	0,95
8,5Z082-3	Ze	203.000	4.878	2,1	406,4	508,8	14,3	19,8	27,1	18,7	0,77	0,94
8,5Z065-7	Ze	203.000	4.878	1,6	429,6	575,1	10,5	16,5	13,3	10,7	0,81	0,96
8,5Z065-6	Ze	203.000	4.878	1,6	436,4	574,4	10,5	16,8	13,6	11,6	0,79	0,92
8,5Z065-5	Ze	203.000	4.878	1,6	432,6	573,5	9,0	16,2	12,3	9,9	0,72	0,86
8,5Z065-4	Ze	203.000	4.878	1,6	401,4	540,5	9,0	13,8	12,1	9,4	0,80	0,97
8,5Z059-6	Ze	203.000	4.878	1,6	403,4	545,1	8,0	14,6	11,7	9,5	0,70	0,83
8,5Z059-5	Ze	203.000	4.878	1,6	406,8	547,1	8,0	14,7	11,6	9,4	0,69	0,83
11,5Z092-4	Ze	203.000	4.878	2,1	481,6	619,5	29,6	45,4	34,6	23,8	0,84	1,07
11,5Z092-3	Ze	203.000	4.878	2,3	483,1	621,8	29,6	45,7	34,2	23,4	0,84	1,07
11,5Z082-4	Ze	203.000	4.878	2,1	507,4	642,2	26,4	44,5	26,0	19,1	0,84	1,06
11,5Z082-3	Ze	203.000	4.878	2,1	494,7	634,0	26,4	43,7	26,8	20,7	0,84	1,03
8C097-7	Ue	203.000	4.878	2,5	586,9	625,4	23,1	28,4	44,6	32,5	0,83	0,99
8C097-6	Ue	203.000	4.878	2,6	587,5	632,6	23,1	28,2	44,3	32,8	0,83	0,99
8C097-5	Ue	203.000	4.878	2,5	576,9	625,2	18,7	26,5	42,6	33,5	0,71	0,84
8C097-4	Ue	203.000	4.878	2,5	579,8	627,5	18,7	26,9	43,4	33,5	0,70	0,83
8C085-2	Ue	203.000	4.878	2,1	363,8	453,7	13,8	14,0	24,3	21,6	0,99	1,10
8C085-1	Ue	203.000	4.878	2,2	357,2	442,1	13,8	14,0	26,2	22,9	0,98	1,07
8C068-6	Ue	203.000	4.878	1,8	543,9	557,2	11,8	17,8	15,6	15,7	0,82	0,89
8C068-7	Ue	203.000	4.878	1,8	550,3	556,4	11,8	18,2	15,8	15,1	0,80	0,89
8C054-7	Ue	203.000	4.878	1,3	281,2	361,9	5,5	6,9	6,5	7,0	0,95	1,01
8C054-6	Ue	203.000	4.878	1,3	280,3	350,4	5,5	6,8	6,3	7,5	0,97	0,99
8C045-1	Ue	203.000	4.878	0,9	147,3	294,0	1,9	2,5	1,9	3,8	0,96	0,84
8C045-2	Ue	203.000	4.878	0,9	144,9	293,8	1,9	2,4	1,9	3,9	0,98	0,84
8C043-4	Ue	203.000	4.878	1,2	313,1	420,6	4,8	6,7	4,2	5,3	0,99	1,01
8C043-2	Ue	203.000	4.878	1,2	313,3	420,4	4,8	6,9	4,6	5,6	0,95	0,97
8C033-2	Ue	203.000	4.878	0,9	141,0	289,0	1,8	2,3	1,7	3,7	1,05	0,89
8C033-1	Ue	203.000	4.878	0,9	140,2	290,7	1,8	2,3	1,7	3,3	1,04	0,92
12C068-11	Ue	203.000	4.878	1,6	226,7	392,2	10,7	12,1	9,5	10,1	1,12	1,21
12C068-10	Ue	203.000	4.878	1,7	239,1	391,0	10,7	12,7	9,8	10,7	1,08	1,15
12C068-2	Ue	203.000	4.878	1,7	388,0	507,7	11,1	21,2	10,4	11,0	0,79	0,86
12C068-1	Ue	203.000	4.878	1,7	384,9	507,2	11,1	21,3	10,9	11,4	0,77	0,85
10C068-4	Ue	203.000	4.878	1,6	151,7	277,4	5,8	6,0	9,3	9,6	0,98	1,05
10C068-3	Ue	203.000	4.878	1,6	155,3	281,6	5,8	6,4	10,0	10,8	0,91	0,97
10C056-3	Ue	203.000	4.878	1,5	532,4	553,8	9,6	19,6	7,4	10,2	0,80	0,81
10C056-4	Ue	203.000	4.878	1,5	530,0	562,3	9,6	19,5	7,5	10,9	0,80	0,79
10C048-1	Ue	203.000	4.878	1,2	351,9	403,3	7,0	10,8	4,5	6,7	1,03	1,00
10C048-2	Ue	203.000	4.878	1,2	348,8	398,0	7,0	10,9	4,7	7,0	1,01	0,98
6C063-2	Ue	203.000	4.878	1,5	385,4	460,1	5,9	7,0	9,8	8,8	0,89	1,00
6C063-1	Ue	203.000	4.878	1,4	398,4	478,6	5,9	7,0	8,9	8,0	0,92	1,03
3.62C054-4	Ue	203.000	4.878	1,4	221,2	369,0	1,9	1,9	7,9	4,0	1,04	1,05
3.62C054-3	Ue	203.000	4.878	1,4	226,8	367,4	1,9	1,9	7,8	3,4	1,04	1,09

Figura D.2. Distortional buckling tests on cold-formed steel beams (YU e SCHAFFER, 2006)

Perfil	S.T.	E (MPa)	L (mm)	Esquema carreg.	f_y (MPa)	f_u (MPa)	$P_{\text{último}}$ (kN)	M_{test} (kN.m)	Falha observada	$P_{cr(AISI)}$ (kN)	$P_{cr(Euroc.)}$ (kN)	$P_{cr(Hancock)}$ (kN)	$P_{cr(aprox.)}$ (kN)
127x50x2,25	U	205.000	6.000	1	350	460	3,77	3,77	FLM	2,90	2,62	-	5,08
					350	460	4,18	4,18	FLT	(FLM)	(FLM)		(FLT)
127x50x3,00	U	205.000	6.000	1	335	460	6,53	6,53	FLT	4,52	4,08	-	7,32
					335	460	6,04	6,04	FLT	(FLM)	(FLM)		(FLT)
127x50x17x2,25	Ue	205.000	6.000	1	350	460	6,59	4,94	FLM	4,12	3,53	6,50	7,62
					350	460	6,96	5,22	FLM	(FLT)	(FLT)	(DIST.)	(FLT)
127x50x3,00	U	205.000	6.000	1	335	460	6,16	4,62	FLT	3,46	3,06	-	5,36
					335	460	6,80	5,10	FLM	(FLT)	(FLT)		(FLT)
					335	460	6,03	4,52	FLM				
127x50x17x2,25	Ue	205.000	6.000	1	350	460	4,52	3,39	FLM	2,30	2,23	-	3,51
					350	460	4,31	3,23	FLM	(FLM)	(FLM)		(FLT)
127x50x17x3,00	Ue	205.000	4.500	1	335	460	9,95	7,46	FLM	7,48	7,18	-	15,64
					335	460	10,89	8,17	FLM	(FLM)	(FLM)		(FLT)
					335	460	10,88	8,16	FLM				
127x50x17x2,25	Ze	205.000	6.000	1	350	460	5,51	5,51	Desloc. exc.	5,30	4,29	5,44	9,91
					350	460	6,22	6,22	Desloc. exc.	(FLT)	(FLT)	(DIST.)	(FLT)
127x50x3,00	U	205.000	6.000	2	335	460	7,91	5,93	FLT	5,86	5,30	-	7,28
					335	460	7,81	5,86	FLT	(FLT)	(FLT)		(FLT)
					335	460	7,86	5,9	FLT				
127x50x2,25	U	205.000	6.000	2	350	460	5,23	3,92	FLT	3,54	3,54	-	4,78
					350	460	5,18	3,88	FLT	(FLT)	(FLT)		(FLT)
127x50x17x3,00	Ue	205.000	6.000	2	335	460	10,81	8,11	FLT	8,62	7,58	13,26	10,36
					335	460	10,94	8,20	FLT		(FLT)	(Dist)	(FLT)
127x50x3,00	U	205.000	4.500	2	335	460	13,51	7,60	FLM	9,64	9,15	-	14,72
					335	460	13,33	7,50	FLT	(FLT)	(FLT)		(FLT)
					335	460	13,51	7,60	FLT				
127x50x3,00	U	205.000	4.500	3	335	460	13,90	7,82	Falha no disp	9,97	9,57	-	25,60
					335	460	15,55	8,75	FLM	(FLM)	(FLM)		(FLT)
					335	460	15,50	8,72	FLM				
127x50x3,00	U	205.000	6.000	3	335	460	8,58	6,44	FLT	3,47	3,06	-	6,60
					335	460	8,53	6,40	FLT	(FLT)	(FLT)		(FLT)
					335	460	9,04	6,78	FLT				

Figura D.3. Perfis de aço formados a frio submetidos à flexão: Análise teórico-experimental (JAVARONI, 1999)

Perfil	S.T.	E (MPa)	L (mm)	Esquema carreg.	f_y (MPa)	f_u (MPa)	$P_{\text{último}}$ (kN)	M_{test} (kN.m)	Falha observada	$P_{\text{cr(AISI)}}$ (kN)	$P_{\text{cr(Euroc.)}}$ (kN)	$P_{\text{cr(Hancock)}}$ (kN)	$P_{\text{cr(aprox.)}}$ (kN)
250x85x25x2,25	Ue	205.000	6.000	-	340	447	11,14	22,29	Flambagem distorcional	21,97	23,10	1,01	0,96
250x85x25x2,65	Ue	205.000	6.000	-	340	447	14,12	28,23	Flambagem distorcional	27,23	28,26	1,04	1,00
300x85x25x2,25	Ue	205.000	6.000	-	340	447	15,99	31,98	Flambagem distorcional	26,85	29,10	1,19	1,10
300x85x25x2,65	Ue	205.000	6.000	-	340	447	17,23	34,46	Flambagem distorcional	33,43	36,44	1,03	0,95
350x85x25x2,25	Ue	205.000	6.000	-	340	447	17,16	34,32	Flambagem distorcional	31,03	30,74	1,11	1,12
350x85x25x2,65	Ue	205.000	6.000	-	340	447	16,66	33,32	Flambagem distorcional	39,36	40,44	0,85	0,82
350x85x25x3,00	Ue	205.000	6.000	-	340	447	23,26	46,52	Flambagem distorcional	46,79	47,58	0,99	0,98
400x85x25x2,25	Ue	205.000	6.000	-	340	447	18,42	36,84	Flambagem distorcional	34,21	37,80	1,08	0,97

Figura D.4. *Distortional buckling of simple lipped channel in bending (JAVARONI e GONÇALVES, 2006)*

Perfil	S.T.	E (MPa)	L (mm)	f_y (MPa)	M_{test} (kN.m)	M_e (kN.m)	M_{test} / M_e
75x40x4	U	203.000	1.268	450,0	6,44	5,50	1,17
100x50x4	U	203.000	1.270	450,0	11,64	9,53	1,22
125x65x4	U	203.000	1.269	450,0	16,20	14,80	1,09
200x75x5	U	203.000	1.272	450,0	40,48	38,05	1,06
250x90x6	U	203.000	1.269	450,0	79,90	77,96	1,02
300x90x6	U	203.000	1.270	450,0	92,89	98,77	0,94
80x40x4	U	203.000	1.202	250,0	5,51	3,72	1,48
140x50x4	U	203.000	1.251	250,0	14,50	10,11	1,43
150x75x4	U	203.000	1.050	250,0	16,11	14,28	1,13

Figura D.5. *Section moment capacity of cold-formed unlipped channels (YOUNG e HANCOCK, 2006)*

Perfil	S.T.	E (MPa)	L (mm)	f_y (MPa)	M_{exp} (kN.mm)	M_{FEA} (kN.mm)
OT0.42-86-S75	2Ue	220.000	1.600	683,0	1.206	1.149
OT0.42-86-S75R1	2Ue	220.000	1.600	683,0	1.229	1.150
OT0.42-86-S300	2Ue	220.000	1.600	683,0	1.222	1.149
OT0.42-86-S300-R	2Ue	220.000	1.600	683,0	1.160	1.149
OT1.2-86-S75	2Ue	213.000	1.600	587,0	7.417	7.159
OT1.2-86-S75R1	2Ue	213.000	1.600	587,0	7.303	7.132
OT1.2-86-S75R1-R	2Ue	213.000	1.600	587,0	7.341	7.132
OT1.2-86-S300	2Ue	213.000	1.600	587,0	7.030	7.128
OT1.9-86-S75	2Ue	208.000	1.600	504,0	12.535	12.129
OT1.9-86-S75R1	2Ue	208.000	1.600	504,0	12.528	12.206
OT1.9-86-S300	2Ue	208.000	1.600	504,0	12.513	12.224
OT1.2-136-S150	2Ue	213.000	1.600	591,0	12.240	12.107
OT1.2-136-S150-R	2Ue	213.000	1.600	591,0	12.126	12.107
OT1.2-136-S300	2Ue	213.000	1.600	591,0	12.240	12.033
OT1.2-136-S600	2Ue	213.000	1.600	591,0	12.126	12.248
OT1.9-136-S150	2Ue	199.000	1.600	509,0	22.796	22.572
OT1.9-136-S300	2Ue	199.000	1.600	509,0	22.159	22.643
OT1.9-136-S600	2Ue	199.000	1.600	509,0	22.750	22.451
CT0.42-86-S75	2U	208.000	1.600	689,0	796	799
CT0.42-86-S150	2U	208.000	1.600	689,0	796	781
CT0.42-86-S300	2U	208.000	1.600	689,0	735	767
CT1.2-86-S75	2U	207.000	1.600	590,0	4.755	4.774
CT1.2-86-S150	2U	207.000	1.600	590,0	4.596	4.352
CT1.2-86-S150-R	2U	207.000	1.600	590,0	4.573	4.352
CT1.2-86-S300	2U	207.000	1.600	590,0	4.550	4.322
CT1.9-86-S75	2U	207.000	1.600	505,0	8.509	8.458
CT1.9-86-S150	2U	207.000	1.600	505,0	8.167	7.925
CT1.9-86-S300	2U	207.000	1.600	505,0	7.803	7.694
CT1.2-136-S150	2U	197.000	1.600	591,0	7.553	7.896
CT1.2-136-S300	2U	197.000	1.600	591,0	7.348	7.500
CT1.2-136-S600	2U	197.000	1.600	591,0	7.053	7.396
CT1.9-136-S150	2U	192.000	1.600	505,0	14.401	14.045
CT1.9-136-S150-R	2U	192.000	1.600	505,0	14.151	14.045
CT1.9-136-S300	2U	192.000	1.600	505,0	14.060	13.457
CT1.9-136-S600	2U	192.000	1.600	505,0	12.535	12.837

Figura D.6. *Behaviour and design of cold-formed steel built-up sections beams with different screw arrangements (WANG e YOUNG, 2018)*

