

UNIVERSIDADE DE PASSO FUNDO – Engenharia Mecânica
Disciplina MEC041 - Trabalho Final de Graduação II

ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA MODELAGEM NUMÉRICA DA SEÇÃO DE PERFIS FORMADOS A FRIO NA DETERMINAÇÃO DA CARGA ÚLTIMA PELO MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA

Autor 1 – Adriano de Oliveira Possan
142755@upf.br

Autor 2 – Dr. Gustavo Prates Mezzomo
gustavomezzomo@upf.br

Comissão Examinadora – Dr. Agenor Dias de Meira Junior, Dr. Carlos Edmundo de Abreu e Lima Ipar

RESUMO

Este trabalho visa a investigar o fenômeno da flambagem em perfis metálicos formados a frio tipo U simples (*U*) e tipo U enrijecido (*Ue*) utilizados em geral sob compressão, através de comparativos entre resultados experimentais de carga de colapso disponíveis na literatura e a previsão do Método da Resistência Direta (MRD), o qual utiliza como entrada a carga crítica de flambagem obtida numericamente em softwares como o CUFSM. Assim tentando encontrar correlações entre como modelar de maneira ideal e a obtenção dos valores de cargas críticas. Além da comparação entre resultados experimentais da literatura e as previsões teóricas, o trabalho tem como objetivo avaliar a influência de se modelar a seção do perfil. Assim, o trabalho visa analisar de que forma a modelagem das dobras do perfil com cantos retos ou curvas nas dobras, interfere nos resultados das cargas teóricas de flambagem em seus diferentes modos. A flambagem de um perfil de paredes finas comprimido ocorre quando este tiver grande esbeltez como coluna ou quando as placas que o compõem forem esbeltas. Isso faz com que os perfis sejam sensíveis aos fenômenos de instabilidade como, por exemplo: flambagem local, flambagem global e flambagem distorcional. Através da elaboração de três modelos teóricos com diferentes características nas dobras do perfil, será analisado o comportamento entre os modelos teóricos. Também serão discutidos quais resultados as variações nas dobras dos perfis geram para as diferentes condições de apoio dos ensaios extraídos da literatura. Devido a grande utilização na indústria dos perfis de aço, um dimensionamento preciso deve ser levado em conta para a seleção de seções mais econômicas, mantendo as necessidades de resistência e de segurança sem desperdício de recursos.

Palavras chaves: Método da Resistência Direta; flambagem; método das faixas finitas; perfil formado a frio.

1 INTRODUÇÃO

O aço já era conhecido desde a antiguidade, porém sua produção em larga escala apenas começou a partir das décadas de 1860 e 1870 após a invenção de um forno em 1856 pelo inglês Henry Bessemer, e somente por volta de 1880 foram introduzidos os laminadores para barras. Desde então houve uma grande expansão no mercado do aço. Atualmente no cenário nacional, o consumo dos aços de perfil formados a frio tem grande emprego na área de construção civil, com destaque em construções de edifícios, torres, pórticos, viadutos, entretanto a sua utilização se estende a várias áreas de engenharia estando presentes nos mais variados projetos mecânicos.

Com a atual conjectura mundial o uso racional das estruturas de aço estará cada vez mais presente nos projetos neste ponto a análise estrutural pode ser o primeiro passo a ser dado para a

correta e mais econômica solução de projetos. Em relação aos perfis formados a frio muito tem sido estudado no Brasil atualmente, em busca de complementar as normas brasileiras de acordo com as necessidades de engenheiros e projetistas que por muito tempo tiveram que utilizar normas estrangeiras como a AISI (*American Iron and Steel Institute*,) para definição de projetos, pois as normas nacionais por muito tempo estavam obsoletas, até a elaboração da ABNT NBR 14762:2001 que mais tarde foi revisada e substituída pela atual ABNT NBR:14762:2010- Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio.

Os perfis formados a frio por terem alta relação inércia/peso, possibilitam estruturas mais leves e com a fácil obtenção de seção transversal complexas têm se tornado cada vez mais utilizados em diversas áreas de engenharia. Porém apresentam alta suscetibilidade de sofrer colapso por flambagem. Com relação a este problema estudos mais recentes têm utilizado o método das larguras efetivas (MLE) e o método da resistência direta (MRD) com utilização do método das faixas finitas com resultados satisfatórios na determinação do colapso por flambagem.

No que se refere ao fenômeno da flambagem este trabalho visa responder a influência da modelagem dos cantos em seções de perfis de aço formado a frio tipo U simples (U) e com enrijecedor (Ue). Através do *software* CUFSM que utiliza o método das faixas finitas pode ser determinado, a carga crítica de flambagem, utilizada pelo Método da Resistência Direta (MRD) para fazer um comparativo com resultados experimentais de carga de colapso disponíveis na literatura.

1.1. Objetivos gerais

Investigar se os resultados de carga de colapso teórica têm relação com a maneira de modelamento da seção de um perfil de aço formado a frio, tipo U e Ue submetidos a compressão axial centrada, através do *software* CUFSM pelo Método da Resistência Direta.

Serão tratados os seguintes objetivos específicos:

- Encontrar resultados práticos de carga de colapso de trabalhos disponíveis na literatura, para perfis com diferentes modos de flambagem.
- Determinação dos modelos teóricos para comparação com os resultados obtidos da literatura.
- Determinação teórica da carga crítica de flambagem pelo método das faixas finitas variando a seção (lados retos ou com modelagem das dobras), de um perfil tipo U e Ue submetidos à compressão axial centrada.
- Estudo de perfis com falha governada pela flambagem local, distorcional e global.
- Estudo de perfis com diferentes condições de contorno.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo será apresentado um estudo sobre a flambagem, sua determinação teórica a determinação dos tipos de flambagem de colunas comprimidas, flambagem global e seus modos, assim como flambagem local e distorcional. Também serão tratados os assuntos de método das faixas finitas usado no *software* CUFSM, e a determinação da carga de colapso pelo método da resistência direta (MRD). No *software* de faixas finitas, será realizado o estudo da flambagem elástica com a determinação da carga crítica teórica, e as condições necessárias para a correta determinação da referida carga associada aos diferentes modos de flambagem. Assim, a carga crítica pode ser correlacionada com a carga de colapso do MRD.

2.1.1 Fenômeno da flambagem aspectos gerais

Os perfis de chapas dobradas são constituídos por materiais dúcteis e são dobrados a frio. Estas dobras podem ser realizadas por prensas especiais com gabaritos que limitam o raio interno de dobragem a fim de impedir a fissuração na hora da dobragem. Este processo geralmente é empregado na fabricação dos perfis tipo *U* e *Z*, (PFEIL e PFEIL, 2013).

Conforme Badke Neto e Graça Ferreira (2015), os perfis formados de chapas dobradas formadas a frio, com espessuras em geral não maiores que 5 (mm), se diferem no comportamento estrutural dos perfis laminados e perfis soldados. Sendo assim, necessitam de norma específica a ABNT NBR 14762:2010 “Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio”.

Segundo Javorani (2015), os elementos metálicos quando solicitados podem ser divididos em tracionados e comprimidos, sendo que para os elementos submetidos à tração, visto que os esforços podem ser entendidos como estabilizantes aplica-se apenas dois estados limites últimos, o escoamento da seção transversal bruta do perfil ou a ruptura da seção transversal do perfil. Porém, no caso de compressão, os elementos metálicos podem atingir a ruptura por escoamento sendo que é mais comum ocorrer nestes casos à falha por perda de estabilidade local ou global, fenômeno conhecido como flambagem.

Ziemian,(2010) afirma que a instabilidade causa redução da capacidade de suportar as ações externas de sistemas estruturais ou de elementos submetidos à compressão. A flambagem é um fenômeno que ocorre em estruturas onde uma dimensão é muito maior que as outras duas chamadas estruturas esbeltas, sob compressão axial. Em estruturas esbeltas como perfis formados a frio pode ocorrer de a estrutura falhar mesmo com cargas bem abaixo do limite elástico do material.

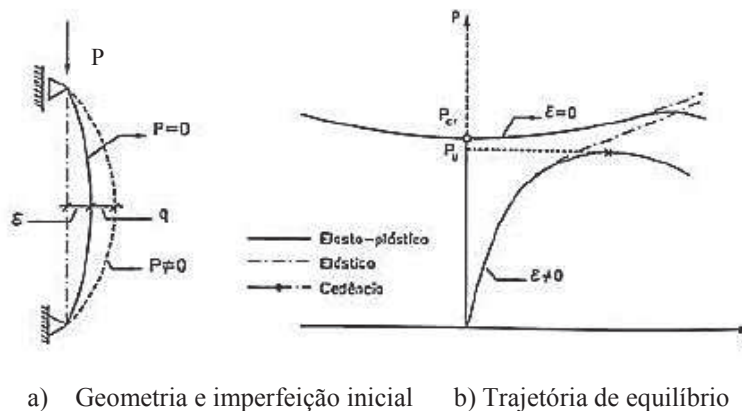
Entretanto, com o contínuo desenvolvimento de ferramentas, e com a crescente demanda de soluções sustentáveis para projetos, deve-se procurar implementar melhorias constantemente. A utilização do Método da Resistência Direta (MRD) tem trazido inúmeras vantagens no estudo da flambagem o que será demonstrado no decorrer deste trabalho (CHODRAUI, 2006).

2.1.2 Sobre a estabilidade estrutural

O conceito de estabilidade estrutural é problema constante nas áreas de engenharia, sendo conceito utilizado a capacidade de uma estrutura conseguir estabelecer uma posição de equilíbrio após uma perturbação externa, que pode ser uma força ou deslocamento, logo após essa perturbação cessar, a estrutura deve comportar-se destas maneiras; equilíbrio estável, equilíbrio instável, equilíbrio neutro (REIS e CAMOTIN, 2012).

O equilíbrio estável que se caracteriza quando o sistema experimentar qualquer variação nas grandezas envolvidas, retornar ao ponto original de equilíbrio. O equilíbrio neutro se caracteriza quando as variações das grandezas do sistema levam a um ponto de equilíbrio diferente daquele inicial. Já no equilíbrio instável essas variações experimentadas levam a um estado onde o ponto de equilíbrio adjacente não é mais encontrado pelo sistema (FICANHA, 2014).

Reis e Camotin (2012) afirmam que o ponto onde ocorre a igualdade entre a carga aplicada e a carga de Euler pode-se chamar ponto de bifurcação, que indica o ponto onde qualquer acréscimo de carga afasta a coluna da condição inicial, sendo desta forma caracterizado o equilíbrio neutro. Na Figura 1 pode ser observado este fenômeno.



a) Geometria e imperfeição inicial b) Trajetória de equilíbrio
 Figura 1-Instabilidade bifurcacional para coluna real
 (Fonte: Camotim, 2012)

A Figura 1 mostra um diagrama carga-deslocamento genérica para representar esquematicamente os conceitos envolvidos em um problema de instabilidade bifurcacional, onde na Figura 1a está representada uma coluna com uma configuração inicial deformada quando ($P=0$). Com uma imperfeição inicial de amplitude (ε), onde (q) é o deslocamento adicional devido a carga (P), na Figura 1b possui o ponto de bifurcação que corresponde a intersecção entre as trajetórias de equilíbrio estável que com qualquer acréscimo de carga passa para equilíbrio instável (REIS e CAMOTIN, 2012).

Em estruturas esbeltas, quando equilíbrio torna se instável, este é um problema que leva este tipo de estrutura a falhar mesmo com cargas bem abaixo do limite elástico do material, a estrutura deixa de cumprir sua função estrutural (JAVORANI, 2015).

No caso de colunas não tão esbeltas, a flambagem ocorre no regime elasto-plástico, sendo bastante influenciada por imperfeições iniciais. Para perfis formados a frio, também pode ocorrer a flambagem local de suas paredes, o que não representa o colapso imediato da coluna, ou seja, tem-se uma resistência pós-flambagem (CHODRAUI, 2006).

2.1.3 Flambagem de colunas

Badke Neto e Graça Ferreira, (2015) flambagem é um fenômeno que ocorre em estruturas esbeltas submetidas à compressão. Considerando uma barra de diâmetro D , submetida à compressão, se essa coluna tiver um comprimento L próximo do valor de D , teoricamente suportará uma carga que seria igual a sua tensão de escoamento, e não experimentaria nenhum tipo de instabilidade. Porém se essa mesma coluna tiver um comprimento igual a várias vezes seu diâmetro ela provavelmente suportaria uma carga menor do que a coluna curta, devido neste ultimo caso o colapso acontecer pela flambagem da estrutura analisada.

Euler estudou a flambagem por flexão em uma coluna submetida à compressão a partir das equações diferenciais de equilíbrio, escritas para um estado deformado, determinou a carga crítica na qual a coluna flambaria (MELCONIAN, 2013).

Badke Neto e Graça Ferreira (2015) como as condições de contorno influenciam fortemente na flambagem de Euler, foi necessário definir um coeficiente adimensional K , denominado fator de comprimento efetivo de flambagem, com esse fator o comprimento de coluna analisada é modificado. Os valores desse coeficiente podem ser visualizados no ANEXO A – Coeficiente adimensional para diferentes condições de vigas. Na Figura 2 pode ser visualizado o comportamento de diferentes comprimentos de barra em relação à flambagem.

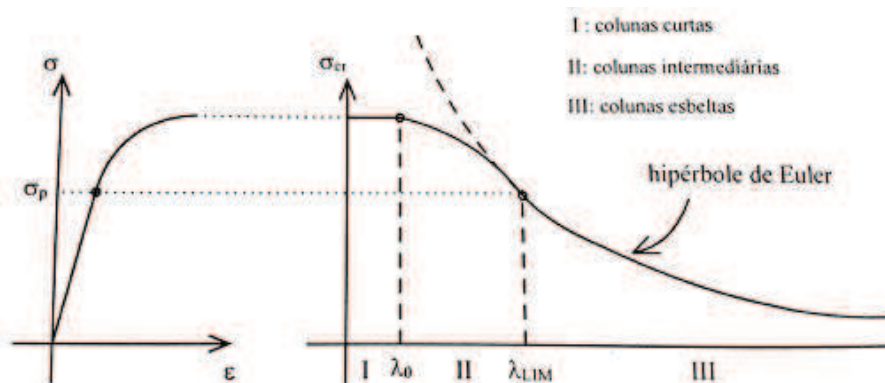


Figura 2- Tensão admissível em função do índice de esbeltez
(Fonte: BADKE NETO e GRAÇA FERREIRA, 2015)

O gráfico da Figura 2 ilustra a capacidade resistente de colunas comprimidas onde pode se visualizar regiões *I*, *II*, *III* de acordo com a esbeltez (λ) da coluna. Onde o índice (λ_0) define a transição entre as colunas curtas capazes de suportar cargas iguais as de escoamento do material, e as colunas intermediárias que sofrem flambagem com tensão crítica no regime inelástico ou elasto-plástico, quanto ao índice esbeltez (λ_{LIM}) define a transição entre as colunas intermediárias e as colunas esbeltas que sofrem flambagem com a tensão crítica no regime elástico (BADKE NETO e GRAÇA FERREIRA, 2015).

2.2 Modos de flambagem global em perfis formados a frio

Os perfis formados a frio podem apresentar diferentes formatos de perfis que se comportam de maneiras distintas quanto aos modos de flambagem global, ou flambagem de coluna, que podem ser divididas em três grupos, flambagem global por flexão, por torção e por flexo-torção (MOLITERNO e BRASIL, 2015).

Os perfis de aço formados a frio do tipo *U* e *Ue*, objetivo de estudo neste trabalho, são classificados como monossimétricos, pois possuem apenas um eixo de simetria que usualmente é adotado o eixo “x” da seção transversal da barra. Desta forma, o centro de torção não coincide com o centro de massa do perfil (JAVORANI, 2015).

Na flambagem global por flexão, a característica predominante, é a de a seção deformada permanece idêntica a um perfil fletido com translação em relação a si mesma. Neste modo a flambagem pode ser analisada como flambagem elástica semelhante ao estudado por Euler, (CHODRAUI, 2006).

A flambagem global por torção a qual estão sujeitas as chapas de perfil fino abertas submetidas à compressão centrada, com ou sem simetria faz com que ocorra a rotação da seção transversal em torno do seu centro de torção que no caso dos perfis com seção monossimétrica não coincidem com a posição do centroide (LEAL, 2011).

Na flambagem global por flexo-torção ocorre simultaneamente a rotação com a translação do perfil no plano da seção transversal (CHODRAUI, 2006).

Para os modos de flambagem global mencionados acima o formulário para cálculo das forças normal de flambagem elástica, está disponível no Anexo B- Equações para determinação da flambagem global por flexão.

Na Figura 3 podem ser visualizados os modos de flambagem global por flexão e por flexo-torção.

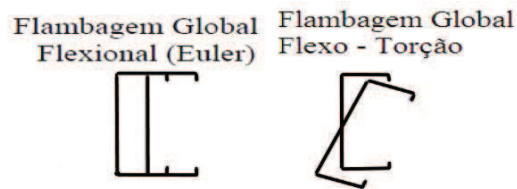


Figura 3- Modos de flambagem global
(Fonte: Adaptado de GRIGOLETTI, 2008)

Na Figura 3 está representado um perfil enrijecido (U_e) onde é possível visualizar o movimento causado na seção do perfil para os modos de flambagem aplicáveis neste trabalho.

Na Figura 4 estão representadas as curvas de dimensionamento da ABNT NBR 14762:2001 e a atual curva da ABNT NBR 14762:2010. Para cada índice de esbelteza encontra-se um valor de fator de redução utilizado para determinar a resistência de barras axialmente comprimidas.

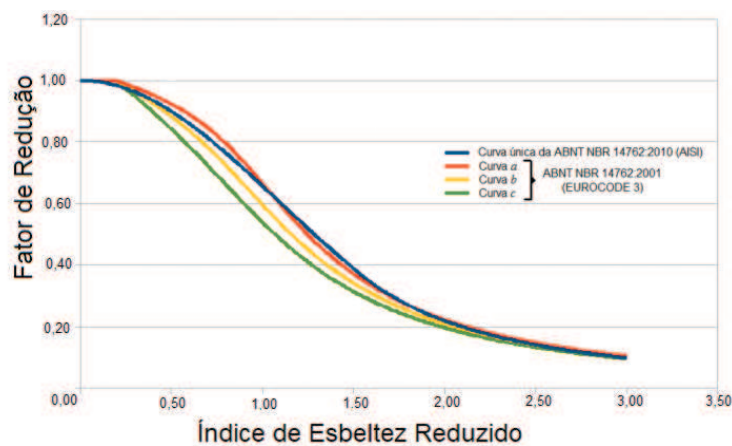


Figura 4- Curvas associadas a flambagem global para barras de PFF
(Fonte: Adaptado Pichara, 2012)

Pode ser visualizada na figura 4 a atual curva única da norma sendo abandonado o conceito das múltiplas curvas.

2.3 Flambagem local

Os perfis formados a frio podem ser analisados como chapas isoladas unidas pelos cantos para tornar a análise mais amplificada. Através desta simplificação o perfil analisado e estudado como chapas (JAVORANI, 2015). Conforme disponível na Figura 5.

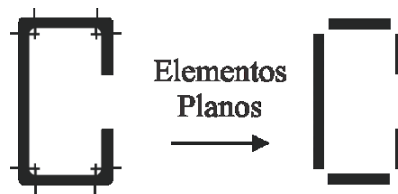


Figura 5- Discretização de um perfil *Ue* enrijecido em elementos planos

(Fonte: Adaptado de JAVORANI, 2015)

Conceitualmente a flambagem local, refere-se à perda de estabilidade de uma ou mais chapas que compõem o perfil que está submetido à compressão, tendo como resultados ondulações ao longo de seu comprimento, uma característica peculiar deste modo é que a deformação da seção transversal ocorre sem que haja deslocamento ou mudanças dos ângulos formados nas arestas dos elementos que compõe a seção transversal (LEAL, 2011).

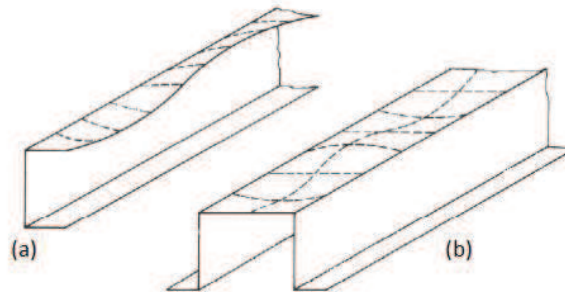


Figura 6- Flambagem local de perfis submetidos

(Fonte: Adaptado de CHODRAUI, 2006)

Na Figura 6 pode ser visualizado o comportamento das meias ondas ao longo do comprimento (L) de um perfil tipo *U* simples e um perfil *U* cartola.

De acordo com Chodraui (2006) a análise de flambagem local pode ser feita de dois modos. Na maneira mais simplificada de cálculo, os resultados são obtidos através da expressão de “*Winter*” que faz relação entre a largura e a espessura do elemento, este método é conhecido como método das larguras efetivas (MLE). Tal método implica na determinação de largura menor que a largura total do elemento. O outro método considerado por Chodraui (2006) mais rigoroso considera as interações entre os elementos que constituem o perfil analisado, sendo assim mais próximo da realidade. Para isso são utilizados métodos semiempíricos o método da resistência direta (MRD) através de métodos numéricos como elementos finitos ou faixas finitas.

Pela teoria clássica de flambagem de chapas para certas condições de carregamento os elementos de chapas que compõe os perfis, a análise para obtenção da carga crítica é similar à feita por Euler em vigas. Desta forma quanto menor a espessura menor será a carga crítica (LEAL, 2011).

2.4 Flambagem distorcional

Esse modo de flambagem está associado ao fato de ocorrer a distorção da seção transversal do perfil, ocorre com mais frequência em perfis com enrijecedores. Essa distorção se caracteriza pela rotação e possível translação do conjunto formado pelo elemento comprimido e seu enrijecedor neste modo de flambagem não se conserva a posição original dos cantos da seção e dos ângulos formados entre eles ao contrario do que acontece com a flambagem local (LEAL, 2011).

Com relação ao comprimento de meia onda neste modo de flambagem é maior que o comprimento de meia onda no modo local, e menor que no modo da flambagem global, (CHODRAUI, 2006).

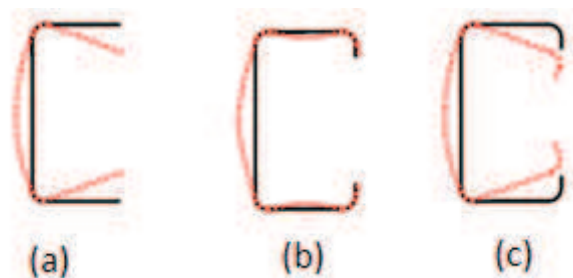


Figura 7- Comparativos perfis submetidos à compressão quanto à flambagem local e distortional.

(Fonte: Adaptado de GRIGOLETTI, 2008)

Na Figura 7a está representado um exemplo de flambagem local da seção transversal de perfil U simples sob compressão na Figura 7b está exemplificado a flambagem local de um perfil U enrijecido sob compressão e na Figura 7c representa o exemplo de flambagem distortional da seção transversal submetidos à compressão uniforme.

De acordo com Silva Pierin e Silva (2014) o uso de enrijecedores de bordas nos perfis se destina a prevenção da flambagem local. Entretanto a sua utilização facilita o surgimento da flambagem distortional, no caso dos perfis sem enrijecedores de borda, a flambagem distortional não se apresenta como modo crítico.

2.5 Interação entre os modos de flambagem e resistência pós-flambagem

Os perfis de aço formados a frio de paredes finas, submetidos à compressão estão sujeitos aos modos de flambagem já mencionados, os modos de flambagem podem ocorrer isoladamente ou pode ocorrer interação entre eles, esta interação entre os modos de flambagem afeta o comportamento de pós-flambagem (GRIGOLETTI, 2008).

Conforme Javorani (2015) o modo de flambagem local tem reserva pós-flambagem que está associado a comprimentos de meia onda menores ou iguais a menor dimensão da seção sob compressão, o modo de flambagem distortional tem uma reserva pós-flambagem moderada e está associada a comprimentos de meia onda intermediários entre três a nove vezes a maior dimensão da seção e o modo de flambagem global tem pouquíssima reserva pós-flambagem e ocorre geralmente como modo mínimo para comprimentos de meias ondas grandes.

A flambagem global e a local podem ocorrer juntas sendo que neste caso a flambagem local diminui a resistência à flambagem global, em colunas longas pode ocorrer flambagem local nas paredes e depois flambagem global na coluna (CHODRAUI, 2006).

A flambagem distortional tem um dimensionamento mais independente, não interagindo com o modo global de coluna (LEAL, 2011).

2.6 Método das faixas finitas

O método das faixas finitas é um método numérico em que os elementos que compõem um perfil são discretizados em formas de faixas ou tiras que percorrem a viga ao longo de seu comprimento (JAVORANI, 2015).

Para o uso do método das faixas finitas é necessário que a estrutura possua uma configuração geométrica regular. No caso dos perfis formados a frio que possuem essa característica a forma da seção transversal se mantém constante ao longo de seu comprimento, devido ao processo de fabricação, desta forma pode ser discretizado com faixas de largura constante ao longo das faixas. Os deslocamentos são dados por funções harmônicas pré-estabelecidas as condições de contorno são aplicadas apenas nas extremidades do perfil, (MOLITERNO e BRASIL, 2015). Através da Figura 8 pode ser visualizado esse método.

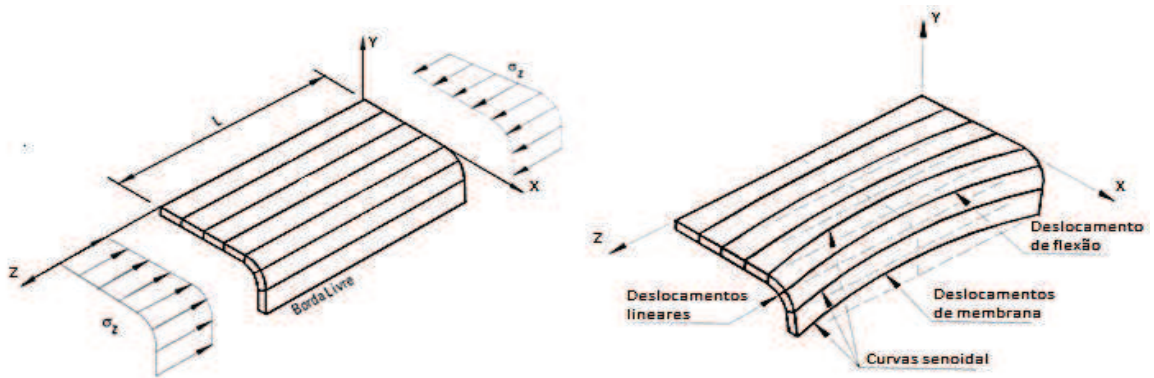


Figura 8- Perfil discretizado pelo MFF antes e após aplicação de uma carga

(Fonte: Adaptado de Javorani, 2015)

Na figura 8 pode ser observado o fenômeno das ondulações e o comportamento das faixas conforme descrito anteriormente. A variação dos deslocamentos na direção longitudinal das faixas finitas é representada por funções harmônicas enquanto funções polinomiais interpolam a variação dos deslocamentos nas direções transversais. Os deslocamentos são relacionados ao carregamento através do equacionamento de algum fenômeno estrutural. Neste trabalho, resolve-se uma análise linear de flambagem, estabilidade elástica, através de um problema de autovalores (GRIGOLETTI, 2008).

Cada faixa é assumida para ser livre para deformar no seu plano chamado deslocamento de membrana e também fora de seu plano chamado deslocamento devido à flexão que ocorre em semi-ondas senoidais simples, no caso do perfil ser biapoado conforme Figura 8. No caso de outras condições de contorno, as funções harmônicas ao longo do comprimento são mais complexas (JAVORANI, 2015).

2.7 CUFSM-Cornell University Finit Stripes Method para obtenção das cargas críticas

O programa computacional via faixas finitas CUFSM, realiza uma análise de estabilidade elástica da barra. Tal análise é utilizada para determinação das tensões críticas de flambagem e posterior determinação da carga de colapso através do método da resistência direta (MRD), (CHODRAUI, 2006).

Conforme Grigoletti (2008), o CUFSM é um programa elaborado pelos professores Benjamim W. Shafer e Teoman Peköz. Este programa realiza a análise de estabilidade elástica de seções submetidas à distribuição de tensões normais nas extremidades, onde se examinam vários comprimentos para a barra onde para cada um dos quais se obtêm a tensão crítica e a configuração deformada da barra indicando o modo de flambagem. Com dados coletados é obtida então a curva de flambagem com os modos de flambagem explicitados. O CUFSM é um programa livre que foi desenvolvido na *Cornell University*, e pode ser copiado no endereço eletrônico <https://www.ce.jhu.edu/cufsm/>, onde também está disponível manual.

No programa CUFSM os resultados são obtidos em função do comprimento de meia onda a curva obtida fornece cargas críticas em termos de fator de carga a partir de uma carga de referência. Onde este fator de carga multiplicado pelo valor da tensão aplicada fornece a tensão crítica para o modo respectivo (JAVORANI, 2015).

Com a curva obtida pelo programa CUFSM observa-se os fatores de carga para os modos de flambagem local e distorcional juntamente com o comprimento de meia onda de flambagem na Figura 9 pode ser visualizado.

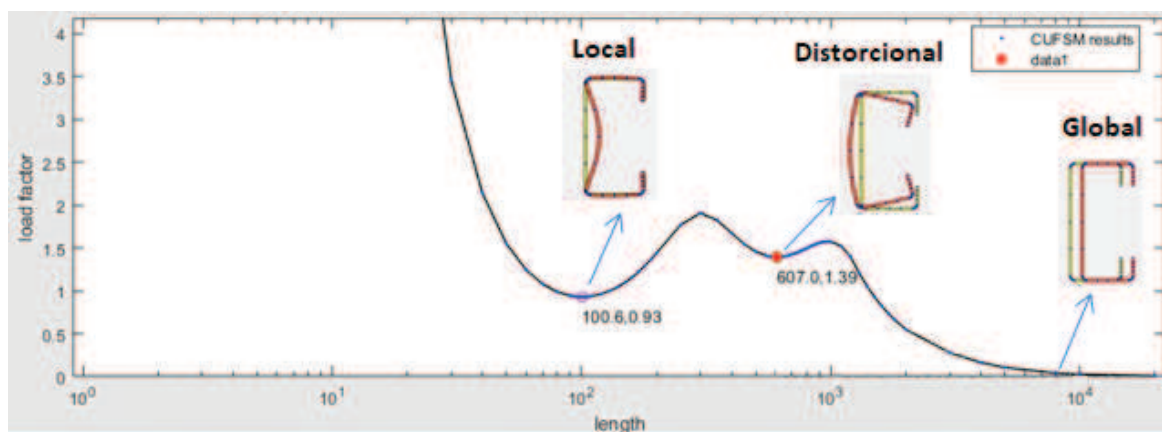


Figura 9- Curva de flambagem elástica obtida pelo CUFSM

(Fonte: Autor, 2020)

No exemplo da Figura 9 utiliza-se um perfil tipo Ue o ponto de mínimo para flambagem local no comprimento de meia onda igual a 100,6 com um fator de carga de 0,93 o qual ao multiplicar pela carga de referência informada para o programa resulta na tensão de flambagem local. Para o modo distorcional o ponto de mínimo está situado em um comprimento de meia onda de 607,0 e fator de carga 1,39 para flambagem global pode ser observado no comprimento CHODRAUI (2006).

2.8 Método da resistência direta

Este método (MRD) assume que as cargas de colapso dos modos de flambagem local e distorcional podem ser previstas utilizando as tensões de flambagem local elástica e as propriedades geométricas da seção transversal do perfil analisado (JAVORANI, 2015).

Segundo Chodraui (2006) no método da resistência direta (MRD) é necessária uma prévia análise de estabilidade elástica do perfil que pode ser realizada por diversos métodos como elementos finitos, elementos de contorno, diferenças finitas, faixas finitas entre outros. Porém é importante ressaltar que para se obter o máximo proveito do (MRD) deve ser analisada a seção como um todo permitindo a interação entre elementos adjacentes do perfil analisado, o que não ocorre de forma natural no método das larguras efetivas (MLE).

As forças axiais de compressão de flambagem elástica local (Nl), distorcional ($Ndist$) e global (Ne), devem ser obtidas por meio da análise elástica da barra, obtidas via CUFSM ou outro *software*, para após poder calcular a força axial de compressão resistente (Nc, Rk), sendo a carga de colapso o menor valor encontrado entre flambagem local, global e distorcional (JAVORANI, 2015).

A seguir será apresentada a formulação necessária para obtenção do valor da força axial de compressão resistente (Nc, Rd), seguindo o procedimento previsto na NBR 14672:2010 no anexo C o qual destina-se ao Método da Resistência Direta.

2.8.1 Flambagem global da barra por flexão, torção ou flexo-torção

Conforme Javorani (2015), seguem as equações geradas a partir de curvas ajustadas a partir de resultados experimentais necessárias para obtenção da força axial de compressão resistente global ($N_{c,Re}$).

$$N_{c,Re} = (0,658^{\lambda_0^2}) A f_y \quad \text{Para: } \lambda_0 \leq 1,5 \quad 1.1$$

$$N_{c,Re} = \left(\frac{0,877}{\lambda_0^2}\right) A f_y \quad \text{Para } \lambda_0 > 1,5 \quad 1.2$$

Onde :

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{A f_y}{N_e}} \quad 1.3$$

Onde :

$N_{c,Re}$ – é a força axial de compressão resistente global

λ_0 – índice de esbeltez reduzido

A – área total da seção

f_y – resistência ao escoamento do aço

N_e – força axial de compressão associada a flambagem elástica global da barra

Na Figura 10, está representada as curvas de dimensionamento da ABNT NBR 14762:2001 e a curva ajustada experimentalmente para o método MRD.

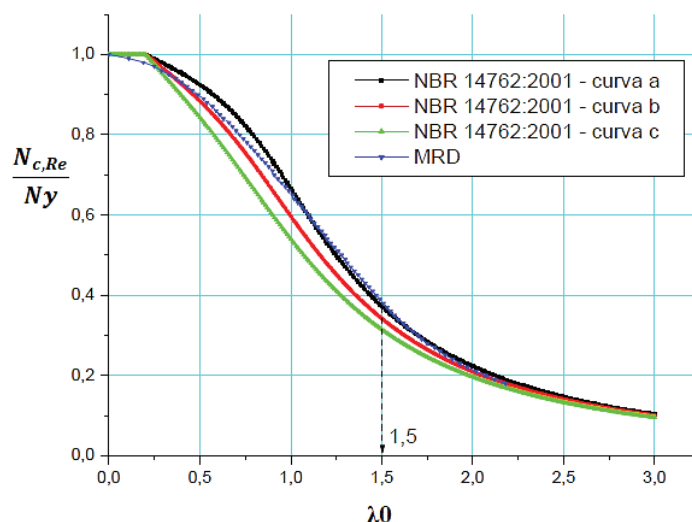


Figura 10- Curvas de resistência à compressão flambagem global

(Fonte: Adaptado de Chodraui, 2006)

A curva do MRD na Figura 10 traz um fator de redução para flambagem global devido à flambagem local, onde quanto menor (λ_0), mais próximo da carga de plastificação será a força

de flambagem obtida. É importante observar que as curvas NBR 14762:2001 são dimensionadas pela curva flambagem global e o modo de flambagem local entra através da área efetiva que pode ser calculada por (MLE) ou (MSE), onde ($N_y = A f_y$).

2.8.2 Equações flambagem local

A abordagem do MRD é diferente: a carga de flambagem global $N_{c,Re}$ substitui a carga de plastificação na curva de resistência da flambagem local, ou seja, considerando um índice de esbeltes associado à flambagem local. Já para a curva de resistência da flambagem distorcional, não há interação com a flambagem global: o patamar é somente a carga de plastificação N_y e o índice de esbeltes está associado à flambagem distorcional (GRIGOLETTI, 2008).

Nas equações a seguir pode ser encontrado valor da força axial de compressão resistente local ($N_{c,RI}$).

$$N_{c,RI} = N_{c,Re} \quad \text{Para } \lambda l \leq 0,776 \quad 1.4$$

$$N_{c,RI} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda l^{0,8}}\right) \frac{N_{c,Re}}{\lambda l^{0,8}} \quad \text{Para } \lambda l > 0,776 \quad 1.5$$

Onde:

$$\lambda l = \sqrt{\frac{N_{c,Re}}{Nl}} \quad 1.6$$

Sendo que;

λl – índice de esbeltez reduzido para flambagem local

Nl – força axial de compressão associada à flambagem elástica local

2.8.3 Equações flambagem distorcional

A flambagem distorcional possuem as seguintes expressões para determinar a força axial de compressão resistente distorcional:

$$N_{c,Rdist} = A f_y \quad \text{Para } \lambda_{dist} \leq 0,561 \quad 1.7$$

$$N_{c,Rdist} = \left(1 - \frac{0,25}{\lambda_{dist}^{1,2}}\right) \frac{A f_y}{\lambda_{dist}^{1,2}} \quad \text{Para } \lambda_{dist} > 0,561 \quad 1.8$$

Onde:

$$\lambda_{dist} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{dist}}} \quad 1.9$$

Sendo :

λ_{dist} - é o índice de esbelteza reduzido para flambagem distorcional

N_{dist} - força axial de compressão associada à flambagem elástica distorcional

Com relação ao ($N_{c,dist}$), é importante frisar que para o caso de seção de perfis sem enrijecedor de borda o modo distorcional não atua como crítico, pois a flambagem local é preponderante pelo fato do elemento possuir apenas uma borda apoiada. (GRIGOLETTI, 2008). A seguir na Figura 11, as curvas do MRD para os modos de flambagem local e distorcional estão apresentadas, devidamente ajustadas a partir de resultados experimentais.

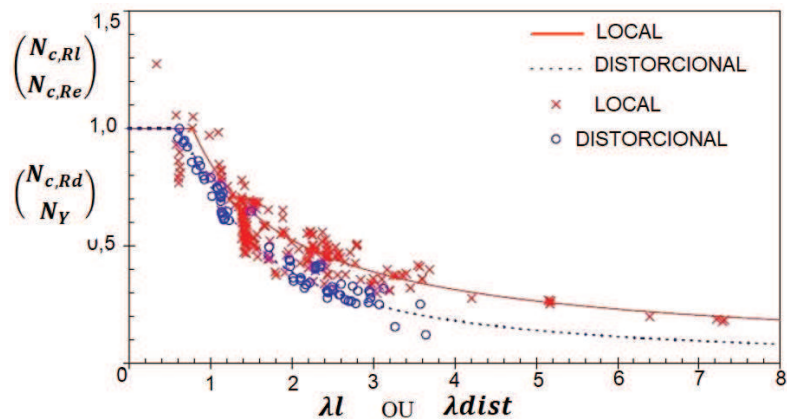


Figura 11- Curvas de resistência para MRD em barras bi-rotuladas

(Fonte: Adaptado Grigollet, 2008)

Na Figura 11 os pontos em (x) vermelho e os círculos em azul representam os resultados experimentais disponíveis em literaturas e as linhas em cheio e tracejada as respectivas curvas do MRD. A Figura 11 mostra a relação entre o índice de esbelteza e a carga normalizada de colunas existente na literatura, pode ser observado que para o ponto onde ($N_{c,rl}/N_{c,re}$) e ($N_{c,rdist} / N_y$) tem o valor de (1,0) tem-se ($N_{c,rl} = N_{c,re}$) e ($N_{c,rdist} = N_y$).

2.8.4 Procedimentos finais de calculo do MRD

Com a utilização do (MRD) juntamente com o CUFSM obtém-se os valores de $N_{c,Re}$, $N_{c,Rl}$ e de $N_{c,dist}$ e após escolhe-se o menor valor ($N_{c,Rk}$) para então utilizar a equação 1.10 que fornecerá o valor da força axial de compressão resistente ($N_{c,Rd}$). Cabe ainda salientar que (N_e) utilizado para determinação de ($N_{c,Re}$) é obtido entre o menor valor das carga elástica global (N_{ey}) e (N_{exz}) para os modelos de estudo presentes neste trabalho. Para $N_{c,Rl}$, através do MRD utilizam-se as curvas calibradas experimentalmente e a interação com a flambagem global ocorre com a inclusão de ($N_{c,Re}$) na equação (1.5) e no caso de $\lambda l \leq 0,776$ o ($N_{c,Rl}$) será o próprio ($N_{c,Re}$).

$$N_{c,Rd} = \frac{N_{c,Rk}}{\gamma} \quad 1.10$$

Onde :

$N_{c,Rk}$ - é o menor valor calculado entre os modos de flambagem

γ – coeficiente de ponderação da resistência adota se valor de 1,20 relativa a compressão para este trabalho.

Como visto neste capítulo a flambagem é um assunto com extensas áreas para ser abordadas desta forma, temas relevantes foram tratados nesta revisão mesmo que de forma sucinta, com o intuito de esclarecer o comportamento estrutural dos perfis analisados neste trabalho. Com relação aos assuntos abordados os conceitos de flambagem global por flexão, torção ou flexo torção, flambagem local e distorcional assim como os procedimentos de cálculos empregados para determinação da carga teórica de flambagem, assim como o método empregado pelo *software* CUFSM são de suma importância para compreensão do comportamento estrutural.

3. METODOLOGIA

Com a finalidade de uma visualização geral sobre a metodologia desenvolvida neste trabalho será apresentado na Figura 12 um fluxograma onde se podem observar as principais etapas desenvolvidas para tentar atingir o objetivo principal onde na Figura 12 consta como RESULTADOS.

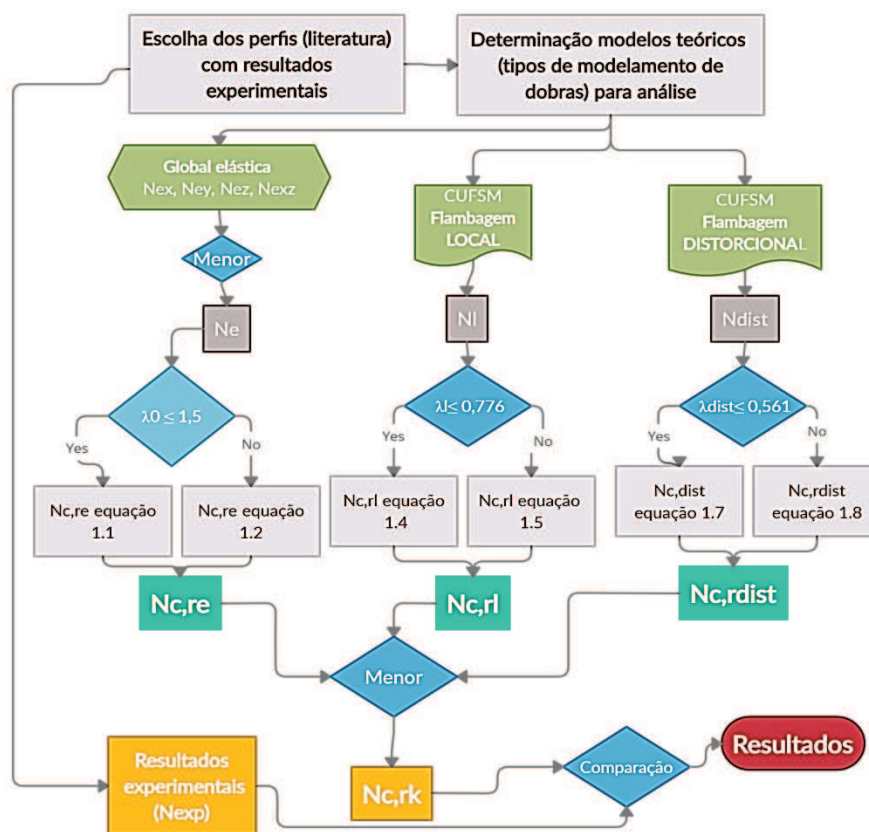


Figura 12- Fluxograma esquema geral do trabalho
(Fonte: Autor, 2021)

Primeiramente foi extraído após extensa busca na literatura a carga de colapso para perfis do tipo U simples (U) e tipo enrijecido (Ue) submetidas à compressão centrada obtidas experimentalmente, que serão apresentadas no item 3.1 deste trabalho. Com relação aos parâmetros que foram variados na análise, estão disponíveis no item 3.2 tipos de condições de apoio e os critérios utilizados para escolhas dos modelamentos das dobras dos perfis analisados

para obtenção da carga de colapso teórica. O item 3.3 está destinado a esclarecer de que forma os valores relevantes utilizados no Método da Resistência Direta (MRD) são extraídos do *software* CUFSM.

O capítulo 4 apresenta os resultados numéricos obtidos através da metodologia aplicada e a análise do comportamento dos perfis de acordo com o tipo de perfil analisado e modelos escolhidos. Dessa forma, pode-se avaliar se a influência ou não de se modelar os raios de dobras de perfis do tipo U e Ue , através do Método da Resistência Direta (MRD) e interpretar os modos de falha previstos pelo método.

3.1 Perfis e resultados experimentais da literatura

Após a busca por trabalhos adequados aos requisitos, serão apresentados a seguir alguns trabalhos encontrados na literatura.

Chodraui (2006), em sua tese analisou experimental de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão centrada, de onde foram extraídos os resultados de (10) ensaios de perfis Ue , e outros (10) resultados experimentais de perfis U .

Miller e Pekoz (1994a e 1994b) realizaram um programa experimental onde avaliaram um total de 80 seções Ue , e para este trabalho foram extraídos resultados de (15) perfis do tipo Ue .

Moldovan (1994) realizou ensaios de compressão em perfis U e Ue , de onde para este trabalho foram extraídos (14) resultados de perfis tipo U .

Utilizou-se para extração de dados o trabalho de trabalho de Capanema, (2018), o qual possuía uma base de dados de 322 resultados experimentais de perfis tipo U e tipo Ue . Este trabalho continha os resultados experimentais dos pesquisadores acima citados.

Na Tabela 1 pode ser visualizado o número de amostras extraídas de cada referência e tipo de perfil. Os dados de cada ensaio experimental estão disponíveis no APÊNDICE A- Propriedades dos perfis analisados. Neste trabalho será utilizada a mesma nomenclatura que os autores dos ensaios utilizaram para cada experimento.

Tabela 1– Dados experimentais utilizados

Referência	Número de ensaios	Tipo de perfil
Chodraui (2006)	20	U , Ue
Miller e Pekoz (1994)	15	Ue
Moldovan (1994)	14	U

(Fonte: Autor, 2021)

3.2 Parâmetros Variáveis da análise

Para atender os objetivos deste trabalho vários perfis foram analisados as variações dos parâmetros, relacionados à análise deste trabalho. A seguir a Figura 13 destina-se a exemplificar de que forma se dá o dimensionamento da seção transversal dos perfis analisados.

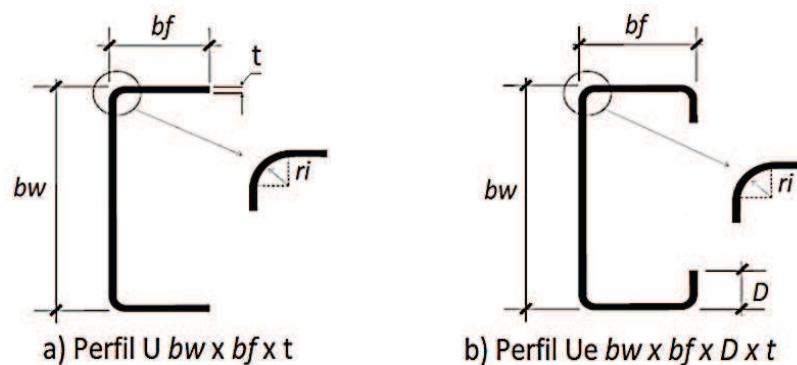


Figura 13- Seções de perfis analisados e dimensionamento

(Fonte: Autor, 2021)

Primeiramente os perfis analisados estão divididos em dois grandes grupos perfis tipo *U*, perfil tipo *Ue*, onde cada um foi subdividido em dois grupos conforme o tipo de apoio do ensaio experimental. A condição de apoio de extremidades fixas (*C-C*), com relação aos valores de coeficiente de flambagem adimensional “*K*” o valor é de 0,5 para os três eixos devido os ensaios das barras terem sido realizadas com as extremidades fixas, translação e rotações restringidas. A outra condição de apoio cujos ensaios experimentais possuíam articulações nas duas extremidades da barra, permitindo a rotação em torno do eixo de menor inércia “*y*” somente translação restringida, será chamada (*S-S*). Na Tabela 2 podem ser visualizados os fatores *K* para cada eixo de acordo com a condição de apoio.

Tabela 2- Condições de Apoio e Fator *K*

Condições de poio	Fator K_x	Fator K_y	Fator K_z
(C-C)	0,5	0,5	0,5
(S-S)	0,5	1,0	0,5

(Fonte: Autor 2021)

A Figura 14 apresenta a configuração dos eixos para os perfis analisados assim como a representação do esquema para ensaio das barras longas analisadas na condição (*S-S*) por Chodraui (2006).

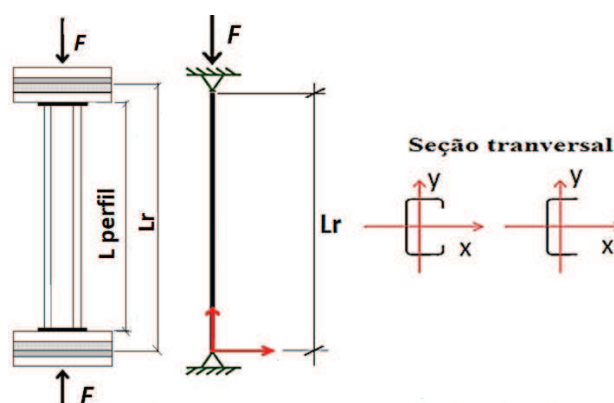


Figura 14- Desenho esquemático dos eixos e esquema de ensaio (*S-S*)

(Fonte: Autor, 2020)

Sobre a Figura 14 está representada a configuração das condições de contorno já citadas para o caso (*S-S*), a ordenação dos eixos (*x*) e (*y*) na seção transversal dos perfis, e onde (*F*) representa a carga centrada aplicada de forma uniforme sobre toda a área transversal do perfil, e (*Lr*) o comprimento efetivo no qual tem um acréscimo ao comprimento do perfil devido ao dispositivo utilizado para os testes que permite a rotação em ambas as extremidades. Para os

perfis analisados na condição (C-C) o valor de (L_r) é o próprio (L perfil) devido nesta condição os perfis não necessitarem de gabaritos especiais para fixação.

Para analisar a influência da modelagem dos cantos retos ou arredondados, no fenômeno da flambagem, através do (MRD) e comparar com os resultados experimentais serão apresentados os modelos confeccionados no programa CUFSM.

Para o estudo foram elaboradas três possibilidades de modelamento dos cantos para os perfis analisados, a primeira opção foi perfis com cantos vivos que serão chamados (CV), sendo que essa opção é a forma mais simplificada para modelagem dos perfis. A segunda modelagem contemplará perfis com raio interno (r_i) igual à espessura (t) do perfil que serão chamados de (R1). Na terceira modelagem chamada (R2), os perfis serão analisados com arredondamento de cantos igual a duas vezes a espessura (t). A escolha dos raios de arredondamento tem por base a determinação da norma ABNT NBR 6355:2012 a qual prevê que para espessuras de chapa menores que 6,3 mm o raio interno deve ser igual à espessura da chapa, já a escolha do (R2) foi para ter se uma base de comparação com relação ao comportamento estrutural com o aumento do raio interno da chapa.

A seguir está disponível a Figura 15 referente à discretização dos perfis pelo programa CUFSM.

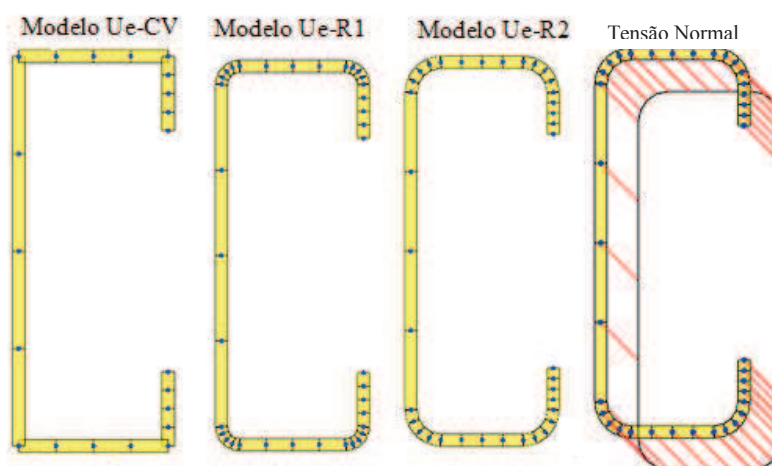


Figura 15- Discretização de perfis via CUFSM

(Fonte: Autor, 2021)

Na Figura 15, gerada através da opção padrão para discretizar o perfil pode ser visualizado as quatro divisões por elemento do perfil, onde cada ponto azul representa as faixas do sentido longitudinal do perfil, sendo que os cantos arredondados também ficam subdivididos, assim como pode se visualizar ao carregamento de forma uniforme sobre a seção dos perfis analisados.

Conforme Chodraui (2006) para discretização em faixas finitas, cada elemento da seção transversal do perfil deve ser dividido em no mínimo quatro subdivisões, inclusive nos casos de cantos com arredondamento, opção esta já configurada no CUFSM podendo ser modificado pelo o usuário.

Os dados iniciais necessários para os cálculos de N_{ex} , N_{ey} , N_{ez} , N_{exz} , podem ser obtidos diretamente nas tabelas da NBR 6355:2012. O programa CUFSM também oferece estes valores na opção “*Section Properties*”, apenas o seguinte cuidado deve ser tomado ao extrair os dados do programa na nomenclatura dos eixos ocorre à troca do eixo y pelo eixo z . Neste trabalho foram utilizados os valores disponíveis no CUFSM, devido à variação dos cantos dos perfis provocarem alterações nos dados a serem utilizados.

Para facilitar a compreensão dos parâmetros variados na análise realizada neste trabalho pode se visualizar na Tabela 3, onde os dois grandes grupos de análise os perfis U e Ue ficam em

evidência assim como as subdivisões de cada perfil também fica visível a quantidade de perfis analisados em cada condição e o modo flambagem experimental.

Tabela 3- Parâmetros variados nas análises

Tipo de perfil	Condição de Apoio nas extremidades	Modelos Teóricos	Modo de Falha da literatura
Perfil tipo U	(S-S)- (18 Perfis)	CV, R1, R2	Local, global
	(C-C)-(6 Perfis)	CV, R1, R2	Local, global
Perfil tipo Ue	(S-S)-(18 Perfis)	CV, R1, R2	Local, global
	(C-C)-(7 Perfis)	CV, R1, R2	Distorcional

(Fonte: Autor, 2021)

A Tabela 3 traz informações sobre os modos de falha observada nos trabalhos da literatura, tendo em vista que foram selecionados perfis cuja falha experimental corresponde a diferentes modos de flambagem: global, local e distorcional.

3.3 Gráficos para perfis U e Ue através do CUFSM

Através do programa CUFSM pode ser observada na curva do gráfico a não ocorrência de um segundo ponto de mínimo que indicaria o modo distorcional para o perfil *U*, o que pode ser visualizado na Figura 16, de onde se retira o fator de carga para o modo de flambagem local em exemplo referente a um perfil *U* modelo *CV* na condição de apoio (*S-S*). Na curva *signature* representada na Figura 16 pode ser visualizada a delimitação indicando o comprimento (*Lr*) do perfil analisado.

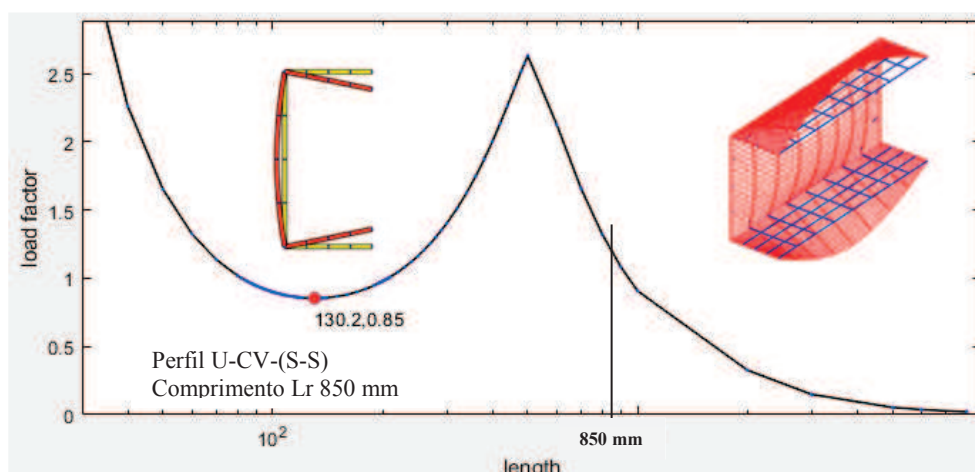


Figura 16- Curva tipo *Signature* gerada através do CUFSM para perfil tipo (*U*)

(Fonte: Autor, 2021)

Para os perfis do tipo (*U*) a curva característica produzida pelo programa é semelhante à da Figura 16 onde apenas um ponto de mínimo é observado ponto em vermelho, para perfil tipo (*U*) pode ser visualizada a delimitação que indica o comprimento (*Lr*) do perfil analisado. O ponto de mínimo indica o fator de carga utilizado para nos cálculos, juntamente com o comprimento de meia onda que indicam teoricamente que o modo de flambagem de menor carga crítica terá ondas de 130,2 mm formadas ao longo do comprimento do perfil de 850 mm. O programa disponibiliza a visualização do modo de flambagem correspondente a cada comprimento de meia onda. O programa fornece também a imagem da deformação do perfil no ponto analisado e a imagem em 3D para visualização dos fenômenos que ocorrem no perfil.

A curva *Signature* fornecida através da análise via CUSM está representada na Figura 17 para perfil tipo (*Ue*) onde pode ser visualizada a delimitação que indica o comprimento (*Lr*) do perfil analisado. Para o perfil do tipo (*Ue*) o programa CUFSM representa a curva para o fator de carga com dois pontos de mínimo.

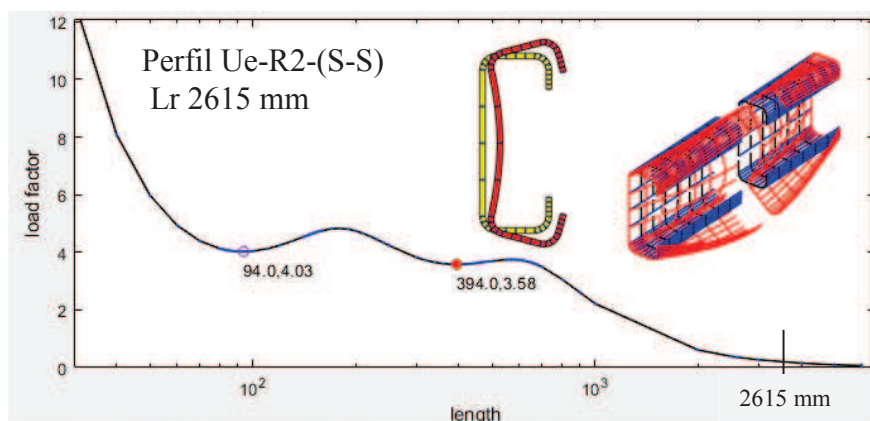


Figura 17- Curva tipo *Signature* gerada através CUFSM para perfil tipo Ue.

(Fonte: Autor, 2021)

Na Figura 17 o primeiro ponto de mínimo indica o modo de flambagem local, o segundo ponto de mínimo é referente ao modo distorcional. O programa já indica o ponto de mínimo como pode ser visualizado no segundo ponto de mínimo. Na Figura 17 está delimitado o comprimento a ser analisado neste caso comprimento de perfil 2615 mm onde valores considerados somente à esquerda do comprimento (L_r).

Quanto aos perfis na condição (C-C) a análise tem um procedimento diferenciado está condição de ensaio no CUFSM é denominada “general boundary condition”, nesta opção o programa não fornece resultados em função do comprimento de meia-onda, já que a variação das ondas ao longo do comprimento não é mais senoidal. Portanto, o que se deve fazer é analisar apenas o comprimento do perfil analisado e, para este comprimento, analisar os diferentes modos de flambagem, buscando aquele que tenha maior participação dos modos de flambagem, tornando a análise subjetiva dependendo de o usuário selecionar o modo de falha mais adequado para cada caso. Na Figura 18 exemplo de um perfil tipo (U_e) modelo CV e modelo com (L_r) de 305 mm.

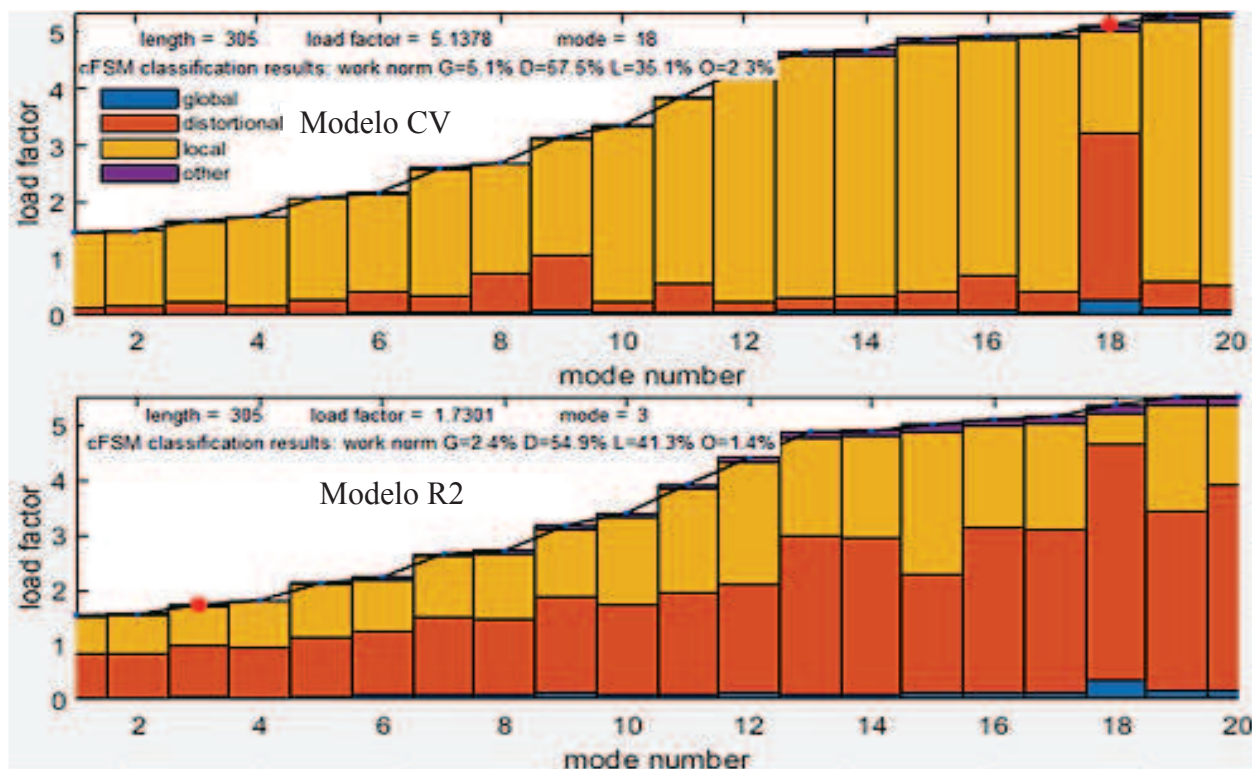


Figura 18- Análise modo de Falha condição (C-C)

(Fonte: Autor, 2021)

A Figura 18 apresenta os resultados das análises do perfil *Ue-2-1* onde fica evidente a influência dos diferentes modelamentos de dobras na classificação dos modos de falha. Para o modelo *R2* o modo distorcional pode ser considerado crítico em modos menores com fatores de carga, *load factor*, inferiores aos encontrados para os modelos *CV*. Na Figura 18 o modelo *CV* apresenta no “*mode number*” de número 18 a maior porcentagem da participação do modo distorcional com 57,5% enquanto para este modo a participação local obteve 35,1% de participação, o modo global neste caso interfere com 5,1% o CUFSM apresenta um percentual para outros modos que não estão no escopo de estudo deste trabalho. Ainda sobre a Figura 18 o modelo *R2* apresenta um maior percentual de participação do modo distorcional já para os primeiros modos, *mode number*, para melhor compreensão conceitos aqui apresentados recomenda-se a leitura do artigo de Z. Li e B. W. Schafer “*Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods*” onde os detalhes envolvidos na classificação dos modos são esclarecidos.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados os resultados das análises dos diferentes modelos de dobras de perfil, quanto às subdivisões primeiramente. O item 4.1 apresenta de que forma ocorre a variação nas propriedades geométricas para os diferentes modelos, e alguns procedimentos de análise. Através do item 4.2 se destina a discussão do comportamento dos perfis (*U*) na condição de apoio (*S-S*) com falha governada pelos modos global e local. No item 4.2.1 discute o comportamento dos modos globais e local para o perfil tipo (*U*) na condição (*C-C*). O item 4.3 destina-se ao comportamento do perfil (*Ue*) na condição de apoio (*S-S*) modos de flambagem global e local. No item 4.3.1 a análise é sobre o perfil *Ue* na condição (*C-C*) onde as falhas ocorrem pelos modos local e distorcional. Após tratar cada condição separadamente o item 4.4 destina-se a trazer os resultados gerais envolvendo o tipo de modelamento e os modos de flambagem envolvidos.

Para análise dos dados de forma coerente utilizou-se para elaboração o procedimento de cálculo previsto na NBR 14762:2010 para as forças resultantes da flambagem global elástica, para flambagem local e distorcional, através dos procedimentos referentes ao MRD disponíveis no anexo C da norma, formulário necessário contido na revisão deste trabalho.

Para melhor visualizar todos os resultados dos diferentes perfis analisados basta visualizar o APÊNDICE A- Propriedades dos perfis analisados, no decorrer deste capítulo serão apresentadas tabelas com resultados de alguns perfis analisados.

4.1. Propriedades geométricas dos diferentes modelos de perfis para comparação

A seguir na Tabela 4 podem ser visualizadas algumas propriedades geométricas extraídas do CUFSM, para os diferentes modelos de dobras. A variação demonstrada é semelhante para todas as amostras analisadas seguindo o mesmo padrão.

Tabela 4- Propriedades geométricas para diferentes modelos de perfis

Tipo de Perfil	Área (cm ²) <i>CV</i>	Área (cm ²) <i>R1</i>	Área (cm ²) <i>R2</i>	<i>I_y</i> (cm ⁴) <i>CV</i>	<i>I_y</i> (cm ⁴) <i>R1</i>	<i>I_y</i> (cm ⁴) <i>R2</i>
U-P2-1	3,2381	3,1837	3,1475	8,9758	8,8305	8,7208
U-P7-1	5,9341	5,8115	5,7297	21,4409	21,048	20,7414
U-100-50-3,88	7,4589	7,2605	7,1283	17,9461	17,604	17,3181
Ue-125-50-25-3,88	10,0678	9,6710	9,4054	36,3767	33,8976	32,0446

(Fonte: Autor 2021)

Na Tabela 4 estão representados apenas alguns perfis analisados, porém quanto às propriedades geométricas o padrão observado nesta tabela se repetiu para os demais perfis, como já era esperada a área maior encontrada para o perfil *CV* e diminui como o aumento do raio de

dobra, o momento de inércia I_y , segue o mesmo padrão, a carga de plastificação N_y é diretamente influenciada pela área do perfil.

4.2. Resultados da comparação para perfis tipo U (S-S)

Para os perfis do tipo (U) onde o modo distorcional não ocorre, o valor de ($N_{c,RK}$), é a menor força axial resistente entre os modos de flambagem. Para perfis (U) a menor força deve ser encontrada entre o modo global ($N_{c,Re}$), força axial de compressão resistente global, ou pelo modo local ($N_{c,RL}$), força axial de compressão resistente local. A Tabela 5 traz os valores de índices de esbeltes, (λ_0) índice de esbeltes reduzido global e λl índice de esbeltes reduzido para flambagem local para dois perfis tipo (U).

Perfil- $Lr-t$ -Modelo	λ_0	λl	N_y (KN)	$N_{c,Re}$ (KN)	$N_{c,RL}$ (KN)
U-2270-3,88-CV	1,78	0,31	220,78	61,19	61,19
U-2270-3,88-R1	1,77	0,31	214,91	60,03	60,03
U-2270-3,88-R2	1,77	0,31	211,00	59,05	59,05
U-850-2,38-CV	0,73	0,97	172,39	137,12	119,30
U-850-2,38-R1	0,73	0,97	169,62	135,08	117,36
U-850-2,38-R2	0,73	0,96	167,78	133,68	116,42

Tabela 5- Valores de carga de colapso para os modos global e Local.
(Fonte: Autor 2021)

Na Tabela 5 pode ser observado que quanto menor o índice (λ_0) mais próximos são os valores de $N_{c,Re}$ e $N_{c,RL}$ da carga de plastificação N_y . Outro fator importante para entendimento da classificação dos modos de flambagem, o índice de esbeltez reduzido de flambagem local λl onde valores maiores que 0,776 indicam a redução na resistência global pelo modo local, caracterizando assim a falha pelo modo local como ocorre para o perfil tipo U com Lr de 850mm exemplificado na tabela 5.

A partir da coleta de dados resultados dos ensaios de Chodraui (2006) e Moldovan (1994), referentes aos perfis (U), através do programa CUFSM, foram elaboradas tabelas com informações pertinentes à análise da relação da modelagem dos perfis analisados com a carga última de compressão, com os modos de flambagem, e com as previsões teóricas. Para os perfis U de Moldovan (1994), podem ser observados que alguns dos valores teóricos são muito superiores aos encontrados experimentalmente, como para o perfil tipo U-P10-1 onde a carga teórica encontrada foi 44,97% superior à carga experimental, o que fica visível na Tabela 6.

Tipo de Perfil	Lr (mm)	bw (mm)	bf (mm)	t (mm)	λl	N_y (KN)	N_{EXP} (Ensaio) (KN)	$N_{c,RK}$ (CV) (KN)	$N_{c,RK}$ (R1) (KN)	$N_{c,RK}$ (R2) (KN)
U-P2-2	1248,16	60,96	50,8	2,03	0,779	65,35	42,17	51,87	51,09	50,67
U-P3-1	1485,9	61,47	50,8	1,78	0,849	58,88	32,38	39,17	38,67	38,38
U-P5-1	1981,2	89,15	58,1	1,78	0,941	73,66	21,57	40,74	40,31	40,07
U-P7-2	1208,53	79,50	61,9	3,05	0,669	124,41	109,83	116,31	113,61	111,68
U-P10-1	1981,2	101,8	81,2	3,05	0,845	164,18	83,36	123,47	121,77	120,82

Tabela 6- Resultados perfis U (S-S) de Moldovan (1994).
(Fonte: Autor 2021)

Na Tabela 6 os valores de índice de esbeltez local λl e carga de plastificação N_y , são referentes ao modelo que obteve resultado mais próximo ao experimental, tendo em vista que os

valores variam para os diferentes modelos teóricos. Com relação aos perfis U na condição ($S-S$) analisada experimentalmente por Moldovan (1994) pode ser observada a variação nos valores da carga teórica de flambagem de acordo com o tipo de modelamento de canto, seguindo um padrão para todos os perfis analisados. Com relação os experimentos onde a carga teórica está muito abaixo da carga experimental, alguns casos mesmo utilizando o coeficiente de ponderação os valores teóricos encontrados são superiores aos experimentais, representa risco à segurança. Ainda sobre a tabela 4 os valores em negrito indicam o modelo que obteve o valor mais aproximado do valor encontrado experimentalmente.

Outros resultados de perfis U referentes aos ensaios de Chodraui (2006), em relação aos modelos teóricos, se mantiveram mais próximos, na tabela 7 alguns resultados estão disponíveis para visualização, onde os valores de índice de esbeltez local λl e carga de plastificação N_y , são referentes ao modelo que obteve o resultado mais próximo ao experimental. Para o perfil que o modelo RI obteve resultado mais próximo ao experimental os valores referentes a λl e N_y , são os obtidos para este modelo, tendo em vista a variação entre os modelos já mencionada neste trabalho.

Tabela 7- Resultados perfis U (S-S) de Chodraui (2006)

Tipo de Perfil	L_r (mm)	bw	bf	t	λl	N_y (KN)	N_{EXP} (Ensaio) (KN)	$N_{c,RK}$ (CV) (KN)	$N_{c,RK}$ (RI) (KN)	$N_{c,RK}$ (R2) (KN)
U	2270	100	50	3,88	0,309	214,91	60	61,19	60,03	59,05
U	2270	100	50	2,38	0,517	172,39	44	39,32	38,90	38,57
U	850	100	50	3,88	0,53	211,00	175	182,87	178,27	175,08
U	850	100	50	2,38	0,97	172,39	119	119,30	117,36	116,42

(Fonte: Autor, 2021)

Conforme tabela 7 pode ser observada que para os ensaios realizados por Chodraui (2006), a previsão teórica obteve valores mais próximos aos experimentais. Resultados na maioria mais conservadores tendo em vista que nestes valores de $N_{c,RK}$ não está aplicado o coeficiente de ponderação utilizado em projetos.

Quanto à classificação do modo de flambagem a tabela 6 e tabela 7 trazem alguns resultados de índice de esbeltez local λl que define se o perfil analisado sofre redução na carga resistente global. Para o modo de flambagem local $\lambda l > 0,776$ ocorre a redução na resistência global devido à interação do modo local. Quanto à variação do índice λl , nos diferentes modelos de dobras, não houve variação significativa destes valores na maioria dos casos.

Sobre o modo de falha para os perfis U na condição ($S-S$) analisada, (10) perfis falharam através do modo global representando 55,5% dos casos, (8) perfis apresentaram o modo local como crítico. Na Figura 19 é apresentado em percentual de quanto o modelo teórico que melhor representou cada caso se aproximou do valor encontrado experimentalmente.

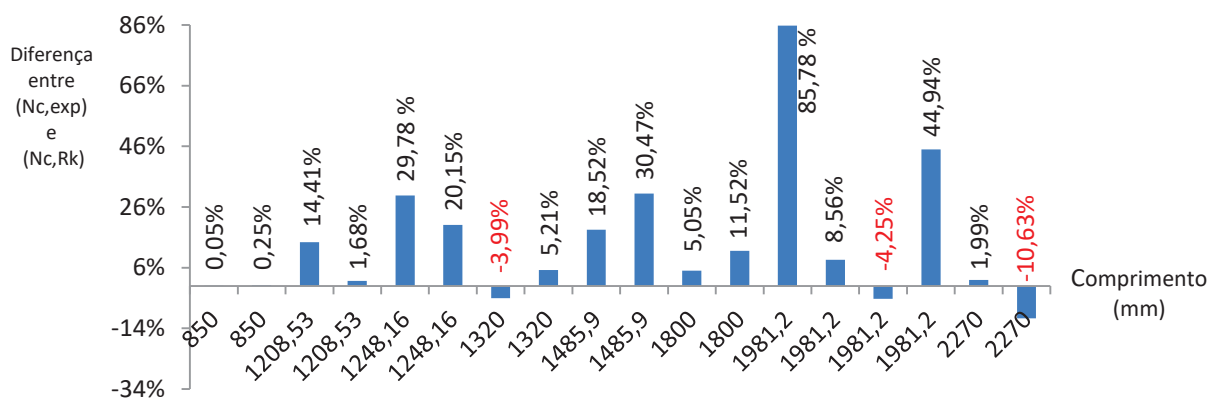


Figura 19- Porcentagem da aproximação dos resultados teóricos com relação aos experimentais para perfis U (S-S)
(Fonte; Autor, 2021)

Na figura 19 os valores em vermelho representam o percentual dos perfis onde os valores teóricos ficaram abaixo dos experimentais. Um perfil como pode ser visualizado obteve um valor de carga teórica 85,78% superior á carga encontrada experimentalmente, este perfil que possui comprimento de 1981,2 (mm) é referente aos ensaios de Moldovan (1994), teoricamente a falha foi pelo modo local devido ao índice λ encontrado para esse perfil ser de 0,941 para o modelo R2.

Em relação à comparação entre quais dos modelos teóricos obteve resultados mais próximo aos valores experimentais a Figura 20 traz algumas comparações e os valores percentuais de cada modelo sendo dividida da seguinte forma Figura20a comparação entre os três modelos, Figura 20b comparação entre CV e R1 e na Figura 20c compara-se os modelos CV e R2.

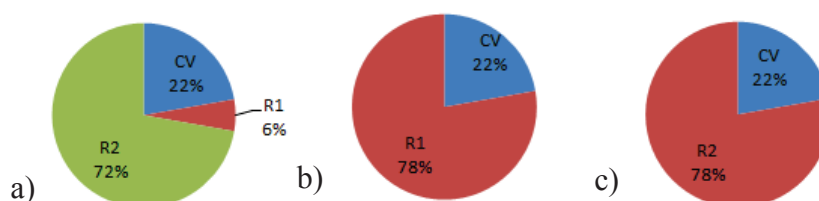


Figura 20- Comparação modelo ideal para casos perfil U (S-S)
(Fonte: Autor 2021)

Na Figura 20a apresenta o modelo R2 que em 72% dos casos foi o que mais se aproximou dos resultados experimentais. Na Figura 20b e 20c a comparação é feita entre o modelo CV e R1 e respectivamente CV e R2, apresenta novamente o modelo com raios de dobras como o que mais vezes se aproximou dos resultados experimentais, evidenciando também que a mudança no valor do raio interno não influenciou para está situação.

Para os perfis analisados nesta seção a diferença média em percentual entre a força axial resistente $N_{c,RK}$ dos modelos teóricos CV e R1 foi de -1,71%, o que indica que o modelo R1 obteve valores de $N_{c,RK}$ menores aos encontrados pelo modelo CV. Quando comparados os modelos CV e R2 o resultado em percentual médio é de -2,88% indicando novamente valores de $N_{c,RK}$ menores para o modelo com raio de dobra neste caso R2. Quando a comparação é realizada entre R1 e R2 o resultado médio da variação é de -1,15% confirmando para estes casos que com o aumento do raio de dobra diminui $N_{c,RK}$, também evidência que a mudança no raio de dobra não traz grande impacto no resultado da força axial resistente $N_{c,RK}$.

4.2.1. Resultados da comparação para perfis tipo U (C-C)

Nesta seção são apresentados os dados obtidos em forma de tabelas referentes aos perfis tipo U na condição de apoio (C-C), na Tabela 8.

Tabela 8- Resultados perfis U (C-C) de Chorauí (2006) e Moldovan(1994)

Tipo Perfil	L_r (mm)	b_w (mm)	b_f (mm)	t (mm)	λ	N_y (KN)	N_{EXP} (Ensaio) (KN)	$N_{c,RK}$ (CV) (KN)	$N_{c,RK}$ (R1) (KN)	$N_{c,RK}$ (R2) (KN)
U	300,00	100,00	50,00	2,38	1,014	172,39	119	143,28	167,37	165,50
U	300,00	100,00	50,00	3,88	0,551	220,78	227	218,40	212,50	208,51
U-PI-1	245,62	61,47	50,55	1,78	0,944	59,19	47,06	51,75	57,77	57,18
U-PI-2	252,73	61,47	50,55	1,78	0,944	59,15	42,17	51,75	57,77	57,18
U-P9-1	346,71	98,04	82,3	3,05	0,882	167,44	143,19	147,51	161,02	159,24
U-P9-2	346,71	96,01	82,3	3,05	0,870	166,12	128,46	150,96	159,58	157,80

(Fonte: Autor, 2021)

Para os perfis tipo U na condição (C-C), analisados através da condição “*boundary conditions*” os perfis $R1$ e $R2$ apresentaram o seguinte erro indicaram o modo distorcional como modo crítico que de fato não corresponde à realidade. Sendo necessário a desabilitar este modo para correta análise, na seção *constrained finite strip method* ao acionar o modo de classificação modal o programa aciona análise os vetores, que são determinados de acordo com a seção transversal do perfil e relacionados a todos os modos de flambagem, porém como no caso dos perfis tipo U o modo distorcional não ocorre esta opção não deve ser utilizada, sobre os fatos relatados aqui, B.W.Schafer (2010) propoem melhorias aos métodos de análise.

Para está maneira de análise através do CUFSM não observou o mesmo comportamento com relação aos modelos das dobras como pode ser observado na Tabela 8, os valores de $N_{c,RK}$ mínimo variou entre os modelos CV e $R2$. Para os perfis na condição (S-S) o valor mínimo de $N_{c,RK}$ estava sempre nos modelos $R2$.

Sobre os modos de falha para os perfis tipo U na condição (C-C) analisada, apenas 1 perfil com λ igual a 0,551 falhou através do modo global representando 16,6% dos casos e o restante dos perfis apresentaram o modo local como crítico. O modelo teórico CV foi o que melhor representou cada caso, mais se aproximou do valor encontrado experimentalmente para todos os perfis analisados nesta seção.

Para maioria dos perfis analisados a mudança entre os diferentes modelos gerou mudança na classificação no modo de falha. Na Tabela 9 podem ser visualizados os perfis que apresentaram esta alteração.

Tabela 9- Perfis onde a mudança no modelo de dobra provocaram mudança no modo de falha teórico

Tipo Perfil	$\lambda - CV$	$\lambda - R1$	$\lambda - R2$
U-PI-1	0,944	0,758	0,736
U-PI-2	0,944	0,758	0,736
U-P9-1	0,882	0,709	0,697
U-P9-2	0,870	0,708	0,684
U-300-2,38	1,014	0,738	0,706

(Fonte: Autor, 2021)

Sobre a Tabela 9 apresentou os valores de λ para os três modelos de dobras sendo que para os modelos com raio de dobra à falha ocorre pelo modo global, já para os modelos CV devido $\lambda > 0,776$ a falha ocorre pelo modo local. No APÊNDICE B- Variação das cargas de flambagem dos perfis analisados, estão disponíveis mais perfis com esta característica. Isso ocorre provavelmente porque, para perfis CV , as larguras das placas que formam o perfil são maiores, ou seja, as placas são mais esbeltas e mais suscetíveis à flambagem local.

4.3. Resultados da comparação para perfis tipo Ue (S-S)

Para os perfis Ue na condição (S-S) os resultados experimentais para comparação são dos trabalhos de Chodraui (2006) e de Miller e Pekoz (1994), para este tipo de perfil o modo de flambagem distorcional pode interferir nos valores de carga resistente. Na Tabela 10, os resultados das comparações dos resultados encontrados experimentalmente por Chodraui, e os valores teóricos para os diferentes modelos de dobras estão disponíveis.

Tabela 10- Resultados perfis Ue (S-S) de Chodraui (2006)

Tipo de Perfil	Lr (mm)	bw (mm)	bf (mm)	D (mm)	t (mm)	λl	λ_0	N_y (KN)	N_{EXP} (Ensaio) (KN)	$N_{c,RK}$ (CV) (KN)	$N_{c,RK}$ (RI) (KN)	$N_{c,RK}$ (R2) (KN)
Ue	2700	125	50	25	2,38	0,495	1,839	241,49	63	58,80	56,48	54,82
Ue	2130	125	50	25	2,38	0,606	1,520	231,98	75	93,21	90,76	88,08
Ue	1015	125	50	25	2,38	0,879	0,724	231,98	168	177,05	173,41	171,56
Ue	985	125	50	25	3,88	0,482	0,614	282,91	282	241,09	230,45	223,06

(Fonte: Autor 2021)

Na tabela 10 estão alguns dos resultados para os perfis Ue na condição (S-S) o modo de flambagem distorcional não foi crítico para nenhum modelo teórico analisado, o que nos experimentos práticos também ocorreu. Na Tabela 10 são apresentados apenas alguns dos resultados o restante está disponível no APÊNDICE A- Propriedades dos perfis analisados.

Quanto à Tabela 11, esta representa o resultado das comparações entre alguns dos resultados teóricos deste trabalho e os resultados obtidos por Miller e Pekoz (1994) experimentalmente. Apenas os modos de flambagem global e local são analisados devido a não ocorrência do modo distorcional como modo crítico para este caso.

Tabela 11- Resultados perfis Ue (S-S) de Miller e Pekoz (1994).

Tipo de Perfil	Lr (mm)	bw (mm)	bf (mm)	D (mm)	t (mm)	λ_0	λl	N_y (KN)	N_{EXP} Ensaio (KN)	$N_{c,RK}$ (CV) (KN)	$N_{c,RK}$ (RI) (KN)	$N_{c,RK}$ (R2) (KN)
Ue-Lc1	1307	88,9	34,0	9,91	2,03	1,45	0,52	126,1	50,35	51,5	48,17	46,29
Ue-Lc2	1309	88,9	34,0	10,9	2,03	1,48	0,49	120,2	45,86	53,01	49,78	47,4
Ue-Lc19	2531	89,9	35,0	10,9	2,03	2,69	0,28	129,1	26,73	15,64	14,64	13,87
Ue-Lc21	1299	89,9	34,0	10,9	2,03	1,42	0,53	127,6	54,13	53,93	50,67	48,23

(Fonte: Autor 2021)

Na Tabela 11 um fator importante é o fato de os valores de carga de colapso encontrados serem muito inferiores a carga de plastificação N_y indicando que o índice de esbeltez reduzido global λ_0 é elevado.

Sobre os modos de falha teóricos para os perfis Ue na condição (S-S) analisados, 13 perfis falharam através do modo global representando 72,22% dos casos, (5) perfis apresentaram o modo local como crítico, para os casos analisados nesta seção o modo distorcional não ocorreu.

Na Figura 19 é apresentado em percentual quanto o modelo teórico que melhor representou cada caso se aproximou do valor encontrado experimentalmente. O índice λl apesar de variar de acordo com os diferentes modelos não influenciou na classificação dos modos de falha analisados. Na Figura 21, está representado o percentual dos modelos que mais se aproximaram dos resultados experimentais.

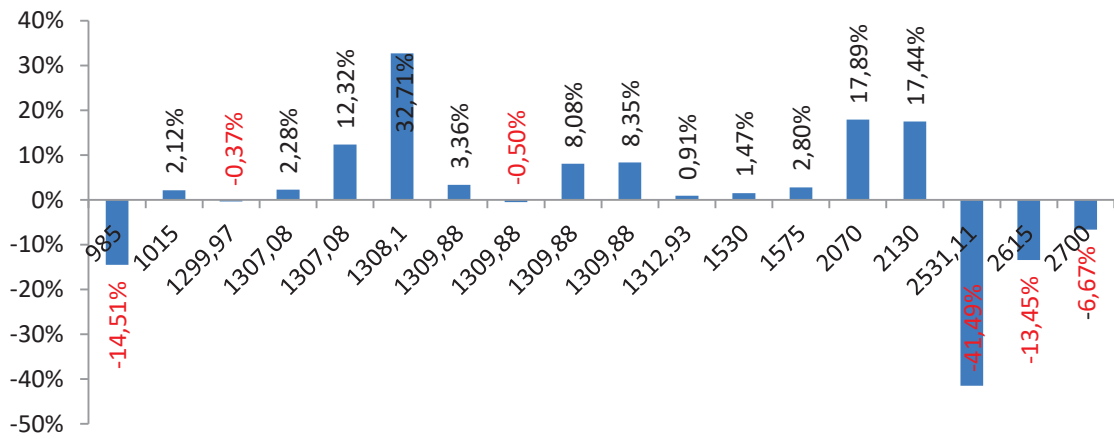


Figura 21- Porcentagem da aproximação dos resultados teóricos com relação aos experimentais para perfis U_e (S-S)
(Fonte: Autor, 2021)

Na figura 21 os valores em vermelho representam o percentual dos perfis onde os valores teóricos ficaram abaixo dos experimentais, um perfil como pode ser visualizado obteve um valor de carga teórica -41,49% inferior à carga encontrada experimentalmente, este perfil que possui comprimento de 2531,11 (mm) é referente aos ensaios de Miller e Pekoz (1994).

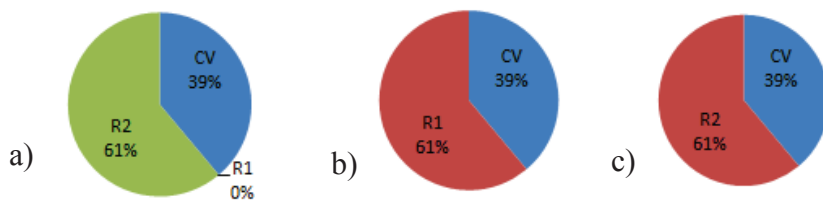


Figura 22- Comparação modelo ideal para casos perfil U (S-S)
(Fonte: Autor 2021)

Na Figura 22a compara se entre os três modelos teóricos, onde o modelo R2 que em 61% dos casos foi o que mais se aproximou dos resultados experimentais, quando a comparação é feita entre os três modelos o R1 não obteve nenhum resultado mais próximo que os apresentados pelos outros modelos. Na Figura 20b e 20c a comparação é feita entre o modelo CV e R1 e respectivamente CV e R2, apresenta novamente o modelo com raios de dobras como o que mais vezes se aproximou dos resultados experimentais, evidenciando também que a mudança no valor do raio interno não influenciou para esta situação, neste caso em específico as três comparações obtiveram percentuais iguais.

Nesta seção, onde a comparação é feita entre perfis tipo U_e na condição de apoio (S-S) a diferença média em percentual entre a força axial resistente $N_{c,RK}$ dos modelos teóricos CV e R1 foi de -3,73%, o que indica que o modelo R1 obteve valores de $N_{c,RK}$ menores aos encontrados pelo modelo CV. Quando comparados os modelos CV e R2 o resultado em percentual médio é de -7,34% indicando novamente valores de $N_{c,RK}$ menores para o modelo com raio de dobra neste caso para modelo R2.

4.3.1. Resultados da comparação para perfis tipo Ue (C-C)

Os perfis disponíveis na Tabela 12 representam os perfis *Ue* ensaiados por Chodraui (2006) Miller e Pekoz (1994) na condição (C-C).

Tipo de Perfil	L_r (mm)	λ_0	λl	$\lambda dist$	N_y (KN)	N_{EXP} (Ensaio) (KN)	$N_{c,RK}$ (CV) (KN)	$N_{c,RK}$ (R1) (KN)	$N_{c,RK}$ (R2) (KN)
Ue-1-1	279,40	0,177	0,802	0,656	127,55	124,55	127,53	123,86	111,27
Ue-1-8	320,04	0,203	0,819	0,442	131,44	125,66	125,53	115,20	110,33
Ue-1-11	261,62	0,165	0,806	0,432	131,44	132,56	126,86	124,36	111,03
Ue-2-1	304,80	0,196	0,819	0,806	127,98	106,76	134,22	117,30	112,10
Ue-2-2	304,80	0,196	0,819	0,769	117,31	118,77	134,1	117,31	112,12
Ue-t 2,38	375,00	0,141	0,862	0,625	236,46	206,00	210,09	211,23	180,95
Ue-t 3,88	375,00	0,182	0,665	0,425	272,98	315,00	279,70	269,64	262,36

Tabela-12 Resultados perfis Ue (C-C) de Chodraui (2006) e Miller e Pekoz (1994)
(Fonte: Autor 2021)

Para os perfis da Tabela 12 não ocorreu para nenhum perfil o modo de flambagem global, devido ao λ_0 pequeno para todos os casos analisados, outro fator relevante é o $\lambda l > 0,776$ para 6 perfis indicando nestes casos redução na resistência global. Para 3 perfis o modo de falha foi o distorcional e apenas em 4 perfis a falha foi caracterizada pelo modo local. Quanto aos perfis que falharam teoricamente pelo modo local, correspondem aos modelos *CV*, na Tabela 12 em negrito, pode ser visualizado também que apenas um perfil obteve $\lambda l < 0,776$ indicando que o modo local não interage com o global. O modo distorcional apresentado como crítico para 3 casos ocorre de maneira independente e sua análise não há interação com outros modos, para $\lambda dist \leq 0,561$ o valor da carga de flambagem distorcional é igual a N_y , está condição ocorreu para os três perfis da Tabela 12, ocorreu apenas para os modelos *CV*. A seguir na Tabela 13 pode ser visualizada a influência desta mudança nos resultados. Esta Tabela 13 apresenta o perfil Ue 1-1 referente aos ensaios de Miller e Pekoz (1994).

Perfil-Modelo	λ_0	λl	$\lambda dist$	$N_{c,re}$ (KN)	$N_{c,rl}$ (KN)	$N_{c,dist}$ (KN)	$N_{c,Rk}$ (KN)	N_y (KN)
Ue-1-1 CV	0,173	0,802	0,433	130,16	127,53	131,81	127,53	131,81
Ue-1-1 R1	0,177	0,794	0,656	125,87	124,03	123,86	123,86	127,55
Ue-1-1 R2	0,178	0,499	0,788	123,65	123,65	111,27	111,27	125,33

Tabela-13 Resultados variação dos modelos teóricos na condição (C-C)
(Fonte: Autor 2021)

Na tabela 13 o modelo *CV* apresenta $\lambda dist$ baixo e pode ser visualizado que $N_{c,dist}$ é o próprio N_y , para os demais casos o $\lambda dist > 0,561$ indicam uma redução no valor de N_y . No APÊNDICE B- Variação das cargas de flambagem dos perfis analisados, pode ser visualizado outros perfis que foram influenciados pela variação dos índices de flambagem λl , $\lambda dist$. Para este caso o resultado experimental foi de 124,55 (KN) sendo o modelo *R1* que obteve valor teórico ($N_{c,Rk}$) mais próximo, a classificação quanto ao modo de falha teórico e o modo experimental para esta situação coincidiram.

4.4. Resultados da comparação entre modelos

Como resultado comparativo entre os modelos de dobras dos perfis analisados pode ser visualizado na Figura 23 em percentual qual modelo mais se aproximou dos valores experimentais.

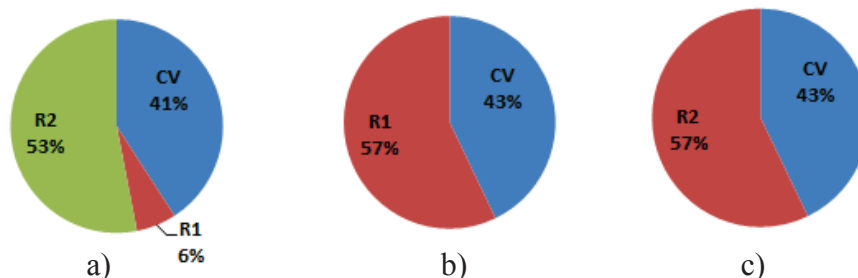


Figura 23- Comparação modelo ideal para casos analisados.

(Fonte: Autor, 2021)

Quando comparamos os três modelos de dobras dos perfis analisados na Figura 20a observa-se que em 53% dos casos o perfil *R2* foi o que mais se aproximou dos valores experimentais, enquanto o perfil *R1* obteve valores mais próximos em apenas 6% dos casos. Considerando a análise apresentada na Figura 20b e 20c, onde a comparação é feita entre dois modelos um com raio de dobra e o outro o modelo *CV*, demonstrou uma leve superioridade para os modelos com raios nas dobras, nas duas comparações.

A comparação em percentual entre os modelos, traz a informação de quanto a força axial resistente N_c, R_k variou em média com as mudanças de modelos. A primeira comparação entre o modelo *CV* e modelo *R1* obteve -2,32% como resultado geral, desta forma modelar o perfil com raio de dobra traz resultados menores de N_c, R_k . Apenas para perfis na condição (*C-C*) isto não ocorreu sendo para este caso o modelo *CV* a menor força axial resistente. Outra comparação entre *CV* e *R2* traz resultados semelhantes, onde o percentual encontrado foi de -5,21% novamente o perfil com raio nas dobras obteve de maneira geral menores forças axiais resistentes. A comparação entre os modelos *R1* e *R2* obteve resultado percentual de -2,77% indicando assim que o valor de N_c, R_k encontrado para o modelo *R2* foi em todos os casos analisados menor ao comparar com o modelo *R1*.

O percentual médio encontrado na comparação entre carga de colapso experimental N_{exp} e a carga de resistente teórica N_c, R_k foi de 7,19% indicando que os modelos teóricos obtiveram em média valores superiores aos experimentais, porém alguns experimentos obtiveram valores muito superiores aos encontrados experimentalmente, como caso do perfil U-P10-1 onde o valor teórico foi de 44,94% superior, indicando neste caso uma condição desfavorável a segurança

A variação de N_c, R_k média observada para os diferentes modelos foi de 6,75% alguns casos ouve variação superior a 15% como pode ser visualizado na Figura 24 onde cada ponto representa a maior variação entre os modelos de dobras.

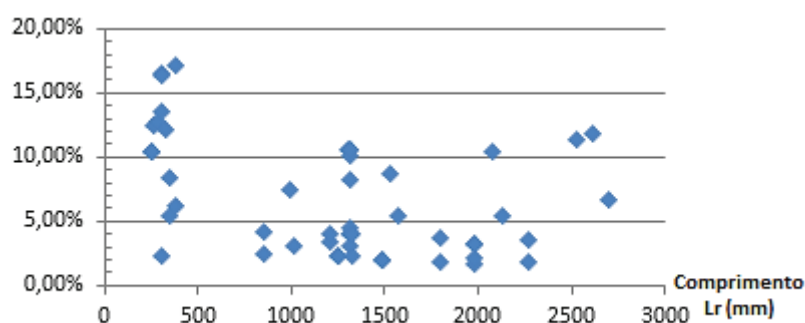


Figura 24: Variação percentual entre modelos teóricos
(Fonte: Autor, 2021)

Com estas comparações pode-se considerar que os resultados obtidos através do Método da Resistência Direta não sofrem grande influência, quanto ao modelamento de dobras dos perfis. Pode se observar que para a os modelos com raios de dobras obtiveram melhores resultados, ficando evidente também que caso a comparação fosse realizada apenas entre modelo *CV* e *RI* ou *CV* e *R2*, os resultados praticamente não seriam afetados, pois a variação entre modelos *RI* e *R2* muito pequena.

Para melhor visualização das comparações entre a carga de colapso experimental e teórica, e a diferença entre os modelos teóricos, a Tabela 14 traz os resultados em percentual para as diferentes comparações.

Comparação	$U(S-S)$	$U(C-C)$	$Ue(S-S)$	$Ue(C-C)$	Todos os casos
(N_{EXP}) e $(N_{C,RK})$ Média (\bar{X}); DP (s)	$\bar{X} = 14,417\%$ $s = 22,78\%$	$\bar{X} = 11,651\%$ $s = 10,493\%$	$\bar{X} = 1,819\%$ $s = 15,55\%$	$\bar{X} = -1,733\%$ $s = 5,00\%$	$\bar{X} = 7,19\%$ $s = 18,15\%$
<i>CV</i> e <i>RI</i> Média (\bar{X}); DP (s)	$\bar{X} = -1,709\%$ $s = 0,460\%$	$\bar{X} = 7,525\%$ $s = 5,683\%$	$\bar{X} = -3,734\%$ $s = 2,96\%$	$\bar{X} = -3,423\%$ $s = 10,37\%$	$\bar{X} = -1,97\%$ $s = 5,63\%$
<i>CV</i> e <i>R2</i> Média (\bar{X}); DP (s)	$\bar{X} = -2,884\%$ $s = 0,886\%$	$\bar{X} = 6,554\%$ $s = 6,277\%$	$\bar{X} = -7,324\%$ $s = 3,21\%$	$\bar{X} = -7,958\%$ $s = 13,09\%$	$\bar{X} = -4,49\%$ $s = 6,87\%$
<i>RI</i> e <i>R2</i> Média (\bar{X}); DP (s)	$\bar{X} = -1,15\%$ $s = 0,429\%$	$\bar{X} = -1,022\%$ $s = 0,637\%$	$\bar{X} = -3,725\%$ $s = 1,86\%$	$\bar{X} = -4,892\%$ $s = 4,49\%$	$\bar{X} = -2,63\%$ $s = 2,48\%$

Tabela 14- Comparação percentual geral dos resultados
(Fonte: Autor, 2021)

Na Tabela 14 pode ser visualizado os resultados da média (\bar{X}) e desvio padrão (s) em percentual para diferentes comparações. Na comparação entre (N_{EXP}) e $(N_{C,RK})$ para condição $U(S-S)$, apresenta como média o valor de 14,417% indicando que nesta condição os valores teóricos foram em média superiores aos experimentais, também fica visível um desvio padrão grande. As demais comparações seguem o mesmo padrão, para comparação entre *RI* e *R2* na condição $U(S-S)$ o valor de $\bar{X} = -1,022\%$ indica que o valor de $N_{C,RK}$ para o modelo *R2* é menor que o encontrado para o modelo *RI*. A coluna “*Todos os resultados*” é referente a comparação geral entre todos os resultados das diferentes condições.

5. CONCLUSÕES

Este trabalho procurou abordar o fenômeno da flambagem em perfis formados a frio e o comportamento de diferentes perfis em condições de apoio distintas através do método das faixas finitas com os procedimentos de cálculo previstos no Método da Resistência Direta.

Para comparar os resultados obtidos através do método da resistência direta (MRD), com os resultados experimentais pode ser observado a Tabela 14 onde na comparação entre

(N_{EXP}) e $(N_{C,RK})$ fica visível que de maneira geral os resultados foram satisfatórios, cabe ainda ressaltar que para utilização em projetos há a inclusão do coeficiente de ponderação que reduz os valores de $(N_{C,RK})$.

Quanto à relação entre o tipo de modelagem das dobras do perfil e a força axial resistente teórica N_c, R_k , pode se observar no decorrer do trabalho que houve variação nos resultados, porém na maioria dos casos em termos práticos não é significativamente grande, como pode ser visualizado na Tabela 14 nas comparações entre os modelos teóricos a diferença em percentual apresenta valores baixos. Nos casos onde a condição de apoio utilizada era de extremidades fixadas (C-C), houve maiores variações. Quanto à avaliação para os casos (C-C) através do CUFSM tendo em vista que a finalidade é a utilização de métodos práticos, demonstrou que não ocorre de maneira simplificada, os resultados são apresentados de maneira subjetiva. Alguns erros podem indicar resultados distantes da realidade o que é tratado por Z.Li e B.W. Schafer (2010) e também por Beregszászi e Ádány (2019).

Para os perfis analisados na condição de apoios (S-S) pode ser observado um padrão nos resultados de carga resistente N_c, R_k , onde o maior valor é encontrado no modelo *CV* e decresce com o aumento do valor do raio de dobra. Os perfis analisados com condição de contorno (C-C) apresentaram resultados aleatórios não podendo observar padrão relacionado ao tipo de modelamento.

Outro ponto importante quanto para análise de perfis na condição (C-C), é o fato de ser mais trabalhosa, e quando não se tem um resultado de base, resultados experimentais, para comparação a escolha do modelo de dobra com raios pode ocasionar erros como o já mencionado para perfis tipo *U*, onde o modo distorcional era apresentado como crítico pelo *software* CUFSM, o que não ocorre na prática.

Por fim o Método da Resistência Direta (MRD) através do software CUFSM utilizando o método das faixas finitas de maneira geral obteve resultados satisfatórios quando relacionado quanto à praticidade de adquirir resultados principalmente para os casos (S-S), nos casos (C-C) é necessária uma compreensão maior dos fenômenos envolvidos para evitar erros de análise. Na aplicação do MRD junto com o método das faixas finitas, verificou-se que é muito importante a interpretação do modo de falha previsto e sua relação com os modos de flambagem da análise linear de flambagem. A compreensão destes conceitos permite uma comparação com os resultados experimentais da literatura e a análise da assertividade do método para os perfis analisados.

Quanto à comparação entre os modelos teóricos estudados neste trabalho observou se que de modo geral são inúmeros fatores que contribuem para variação dos resultados, porém a variação dos raios de dobras não interferiu significativamente no resultado geral. Como observado neste trabalho as diferentes condições de contorno geram tendências diferentes de resultados, o que para maior aprofundamento deve ser tratados separadamente, o método da resistência direta (MRD) através do método das faixas finitas, apresentou resultados satisfatórios.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

B.W.SCHAFFER, Z. L. Application of the finite strip method in cold-formed member design. **Journal of Constructional Steel Research**, Baltimore, 1 April 2010.

BADKE NETO, A.; GRAÇA FERREIRA, W. **Dimensionamento de Elementos de Perfis de aço Laminados e Soldados com exemplos numéricos**. 3. ed. Vitória: Copyright, v. 1, 2015. ISBN 978-85-5882-000-4.

CAPANEMA, D. C.

D. O. **Análise da confiabilidade de barras em perfis formados a frio submetidas à força axial de compressão pelo método FORM.** Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, p. 156. 2018.

CHODRAUI, G. M. D. B. **Análise teórica e experimental de perfis formados a frio submetidos à compressão.** universidade de São Paulo Escola de engenharia de São Carlos. São Paulo, p. 310. 2006.

FICANHA, R. **Avaliação da análise de segunda ordem em modelos tridimensionais em estruturas de aço considerando irregularidades de geometria.** Universidade de Passo Fundo. Passo Fundo, p. 115. 2014.

G.BUDYNAS, R.; NISBETT, J. K. **Elementos de Maquinas de Shigley.** 10. ed. Porto Alegre: AMGH, 2016.

GRIGOLETTI, G. D. C. **otimização via algoritmos genericos de perfis U formado a frio sbmetidos a compressão utilizando o metodo da resistencia direta.** universidade de porto alegre. porto alegre, p. 220. 2008.

JAVORANI, C. E. **ESTRUTURA DE AÇO: DIMENSIONAMENTO DE PERFIS FORMADOS A FRIO.** 1. ed. Rio de Janeiro: ELSEVIER, 2015.

LEAL, D. F. **Sobre perfis de aço formados a frio compostos por dupla cantoneira de seção "T" submetidos à compressão.** Universidade de São Paulo. São Carlos, p. 331. 2011.

MELCONIAN, S. **Mecânica técnica e resistência dos materiais.** 19. ed. São Paulo: Afiliada, 2013.

MOLITERNO, A.; BRASIL, R. M. L. R. D. F. **Elementos para projetos em perfis leves de aço.** 2. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2015.

PFEIL, W.; PFEIL, M. **Estrutura de aço Dimensionamento Prático.** 8. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2013.

REIS, A.; CAMOTIN, D. **Estabilidade e dimensionamento de estruturas.** 1. ed. [S.l.]: Orion, 2012. ISBN 978-972-8620-19-6.

SILVA, E. L.; PIERIN, I.; SILVA, V. P. E. **ESTRUTURAS COMPOSTAS POR PERFIS FORMADOS A FRIO - DIMENSIONAMENTO PELO MÉTODO DAS LARGURAS EFETIVAS E APLICAÇÃO CONFORME ABNT NBR 14762: 2010 E ABNT NBR 6355:2012.** Rio de Janeiro: Instituto aço brasil, v. 1, 2014.

Z. LI, B. W. S. Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM. **Twentieth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures**, Saint Louis, Missouri, USA, 3 November 2010.

ZIEMIAN, R. D. **GUIDE TO STABILITY DESIGNCRITERIA FOR METALSTRUCTURES**. 6. ed. New Jersey: John wiley & Sons,Inc, 2010.

ZOLTÁN BEREGSZÁSZI, S. Á. Constrained Finite Strp Method With Rigid Corner Elemnet for the Buckling Analysis of Thin-walled Members with rounded corners, Budapest, 16 January 2019.

APÊNDICE A- Propriedades dos perfis analisados.

Na Tabela A1 seguir estão os resultados para todos os perfis analisados neste trabalho.

	Tipo de Perfil	Lr mm	Condição de apoio	fy(Mpa)	λ_o	λ_l	N exp (ensaio)	Nc,Rk (CV)	Nc,Rk (R1)	Nc,Rk (R2)
Chodraui (2006)	Ue	2700	(S-S)	382,2	1,898	0,495	63	58,8	56,48	54,82
	Ue	2130	(S-S)	382,2	1,52	0,606	75	93,21	90,76	88,08
	Ue	2615	(S-S)	281	1,629	0,278	108	93,47	87,1	82,34
	Ue	2070	(S-S)	281	1,328	0,343	106	139,6	131,2	124,96
	Ue	1575	(S-S)	382,2	1,124	0,752	132	143,5	138,9	135,69
	Ue	1530	(S-S)	281	0,982	0,406	173	192,3	182,6	175,54
	Ue	1015	(S-S)	382,2	0,724	0,879	168	177,1	173,4	171,56
	Ue	985	(S-S)	281	0,614	0,482	282	241,1	230,5	223,06
Miller e Pekoz (1994)	Ue-Lc1	1307,08	(S-S)	366,11	1,452	0,529	50,35	51,5	48,17	46,29
	Ue-lc2	1309,88	(S-S)	366,11	1,481	0,498	45,86	53,01	49,78	47,4
	Ue-Lc3	1309,88	(S-S)	366,11	1,481	0,498	47,64	53,01	49,78	47,4
	Ue-Lc4	1309,88	(S-S)	302,68	1,482	1,557	15,84	17,84	17,41	17,12
	Ue-Lc5	1309,88	(S-S)	302,68	1,482	1,557	15,8	17,84	17,41	17,12
	Ue-Lc6	1308,1	(S-S)	302,68	1,456	1,576	13,3	18,33	19,24	17,65
	Ue-Lc7	1307,08	(S-S)	302,68	1,506	1,538	15,1	17,51	17,09	16,96
	Ue-Lc19	2531,11	(S-S)	366,11	2,691	0,268	26,73	15,64	14,64	13,87
	Ue-Lc21	1299,97	(S-S)	366,11	1,424	0,507	54,13	53,93	50,67	48,23
	Ue-Lc22	1312,93	(S-S)	366,11	1,438	0,517	52,53	53,01	53,15	50,72
	Tipo de Perfil	Lr mm	Condição de apoio	fy(Mpa)	λ_o	λ_l	N exp (ensaio)	Nc,Rk (CV)	Nc,Rk (R1)	Nc,Rk (R2)
Moldovan (1994)	U-P2-1	1248,16	(S-S)	208,98	0,77	0,785	39,23	52,11	51,34	50,91
	U-P2-2	1248,16	(S-S)	208,98	0,77	0,779	42,17	51,87	51,09	50,67
	U-P3-1	1485,9	(S-S)	208,98	0,91	0,849	32,38	39,17	38,67	38,38
	U-P3-2	1485,9	(S-S)	208,98	0,92	0,839	29,4	39,15	38,65	38,36
	U-P5-1	1981,2	(S-S)	208,98	1,07	0,941	21,57	40,74	40,31	40,07
	U-P7-1	1208,53	(S-S)	213,94	0,66	0,636	89,23	105,7	103,6	102,09
	U-P7-2	1208,53	(S-S)	213,94	0,62	0,669	109,83	116,3	113,6	111,68
	U-P8-1	1981,2	(S-S)	213,94	1,07	0,556	70,59	79,21	77,71	76,63
	U-P8-2	1981,2	(S-S)	213,94	1,08	0,546	81,4	77,94	76,43	75,35
	U-P10-1	1981,2	(S-S)	213,94	0,77	0,845	83,36	123,5	121,8	120,82
Chodraui (2006)	U	2270	(S-S)	296	1,77	0,309	60	61,19	60,03	59,05
	U	2270	(S-S)	371	1,96	0,517	44	39,32	38,9	38,57
	U	1800	(S-S)	296	1,41	0,38	87	94,85	92,93	91,39
	U	1800	(S-S)	371	1,55	0,653	55	62,54	61,86	61,34
	U	1320	(S-S)	296	1,03	0,465	146	140,2	136,9	134,55
	U	1320	(S-S)	371	1,14	0,821	89	95,8	94,35	93,64
	U	850	(S-S)	296	0,66	0,526	175	182,9	178,3	175,08
	U	850	(S-S)	371	0,73	0,965	119	119,3	117,4	116,42

	Tipo de Perfil	Lr mm	Condição de apoio	fy(Mpa)	λ_0	λ_l	N exp (ensaio)	Nc,Rk (CV)	Nc,Rk (R1)	Nc,Rk (R2)
Moldovan (1994)	U-PI-1	245,62	(C-C)	208,98	0,143	0,944	47,06	51,75	57,77	57,18
	U-PI-2	252,73	(C-C)	208,98	0,143	0,944	42,17	51,75	57,77	57,18
	U-P9-1	346,71	(C-C)	213,94	0,329	0,882	143,19	147,5	161	159,24
	U-P9-2	346,71	(C-C)	213,94	0,237	0,87	128,46	151	159,6	157,8
	U	300	(C-C)	371	0,176	1,014	119	143,4	165,4	165,5
	U	300	(C-C)	296	0,16	0,551	227	218,4	212,5	208,51
	Tipo de Perfil	Lr mm	Condição de apoio	fy(Mpa)	λ_l	λ_{dist}	N exp (ensaio)	Nc,Rk (CV)	Nc,Rk (R1)	Nc,Rk (R2)
Miller e Pekoz (1994)	Ue-1-1	279,4	(C-C)	358,53	0,794	0,646	124,55	127,5	123,9	111,27
	Ue-1-8	320,04	(C-C)	358,53	813	0,442	125,66	125,5	115,2	110,33
	Ue-1-11	261,62	(C-C)	358,53	0,806	0,432	132,56	126,9	124,4	111,03
	Ue-2-1	304,8	(C-C)	366,11	0,476	0,791	106,76	134,2	117,3	112,1
	Ue-2-2	304,8	(C-C)	366,11	0,811	0,769	118,77	134,1	117,3	112,12
Chodraui (2006)	Ue	375	(C-C)	383	0,862	0,625	206	206,5	243,4	249,27
	Ue	375	(C-C)	281	0,665	0,425	315	279,7	269,6	262,36

Tabela A1- Resultados dos perfis analisados
(Fonte: Autor, 2021)

APÊNDICE B- Variação das cargas de flambagem dos perfis analisados

Perfil-Modelo	λ_0	λ_l	λ_{dist}	$N_{c,re}$	$N_{c,rl}$	$N_{c,dist}$	$N_{c,Rk}$	N_y
Ue-1-1 CV	0,173	0,802	0,433	130,16	127,53	131,81	127,53	131,81
Ue-1-1 R1	0,177	0,794	0,656	125,87	124,03	123,86	123,86	127,55
Ue-1-1 R2	0,178	0,499	0,788	123,65	123,65	111,27	111,27	125,33
Ue-1-8 CV	0,200	0,813	0,442	129,23	125,53	131,44	125,53	131,44
Ue-1-8 R1	0,203	0,805	0,766	125,35	122,54	115,20	115,20	127,55
Ue-1-8 R2	0,204	0,485	0,799	123,13	123,13	110,33	110,33	125,33
Ue-1-11 CV	0,163	0,806	0,432	129,96	126,86	131,44	126,86	131,44
Ue-1-11 R1	0,165	0,792	0,648	126,07	124,42	124,36	124,36	127,55
Ue-1-11 R2	0,167	0,474	0,791	123,86	123,86	111,03	111,03	125,33
Ue-2-1 CV	0,192	0,819	0,441	132,13	127,69	134,22	127,69	134,22
Ue-2-1 R1	0,195	0,811	0,770	128,17	124,64	117,30	117,30	130,25
Ue-2-1 R2	0,196	0,472	0,806	125,90	125,90	112,10	112,10	127,98
Perfil-Modelo	λ_0	λ_l	λ_{dist}	$N_{c,re}$	$N_{c,rl}$	$N_{c,dist}$	$N_{c,Rk}$	N_y
Ue-2700-2,38-CV	1,898	0,495	0,83	58,80	58,80	208,24	58,80	241,49
Ue-2700-2,38-R1	1,913	0,487	0,83	56,48	56,48	202,80	56,48	235,78
Ue-2700-2,38-R2	1,926	0,478	0,83	54,82	54,82	199,20	54,82	231,98
Ue-1575-2,38-CV	1,107	0,773	0,83	143,50	143,50	208,24	143,50	241,49
Ue-1575-2,38-R1	1,116	0,763	0,83	138,92	138,92	202,80	138,92	235,78
Ue-1575-2,38-R2	1,124	0,752	0,83	135,69	135,69	199,20	135,69	231,98
Ue Lc1- CV	1,452	0,529	0,80	51,50	51,50	111,17	51,50	126,11
Ue Lc1-R1	1,480	0,514	0,80	48,17	48,17	107,48	48,17	122,13





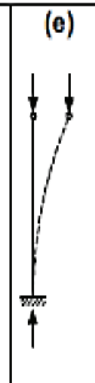

Ue Lc1-R2	1,504	0,501	0,80	46,29	46,29	105,05	46,29	119,48
Perfil-Modelo	λ_0	λ_1	λ_{dist}	Nc,re	Nc,rl	Nc,dist	Nc,Rk	Ny
U PI-1 CV	0,143	0,944	N/O	58,64	51,75	N/O	51,75	59,15
U PI-1 R1	0,144	0,758	N/O	57,77	57,77	N/O	57,77	58,28
U PI-1 R2	0,146	0,736	N/O	57,18	57,18	N/O	57,18	57,70
U P9-1 CV	0,329	0,882	N/O	159,93	147,51	N/O	147,51	167,44
U P9-1 R1	0,234	0,709	N/O	161,02	161,02	N/O	161,02	164,82
U P9-1 R2	0,237	0,697	N/O	159,24	159,24	N/O	159,24	163,07
U-300-2,38-CV	0,176	1,014	N/O	170,15	143,28	N/O	143,28	172,39
U-300-2,38-R1	0,177	0,738	N/O	167,37	167,37	N/O	167,37	169,62
U-300-2,38-R2	0,179	0,706	N/O	165,50	165,50	N/O	165,50	167,78

Tabela B1-variações entre modelos
(Fonte: Autor, 2021)

ANEXO A – Coeficiente adimensional para diferentes condições de viga

A seguir na figura A.1 podemos visualizar os valores dos coeficientes K para diferentes condições de apoio das vigas analisadas.

Figura A.1- Valores de K para diferentes configurações de vigas

A linha tracejada indica a linha elástica de flambagem	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)
						
Valores teóricos de K_x ou K_y	0,5	0,7	1,0	1,0	2,0	2,0

Fonte: Adaptado de NBR 8800 (2008)

Sobre a Figura A.1 as condições aplicáveis ao trabalho apresentado são (a) e (d), onde indicam a condição das duas extremidades engastadas e as duas extremidades rotuladas respectivamente.

Anexo B- Equações para determinação da flambagem global por flexão

Para o cálculo dos valores de flambagem global por flexão conforme norma NBR 14672:2010 apresenta se as seguintes equações:

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 E I_x}{K_x L_x} \quad \text{B.1}$$

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 E I_y}{K_y L_y} \quad \text{B.2}$$

Onde

N_{ex} - é a força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo x;

N_{ey} - é a força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo y;

I_x - é o momento de inércia em relação ao eixo x;

I_y - é o momento de inércia em relação ao eixo y;

$K_x L_x$ - é o comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo x;

$K_y L_y$ - é o comprimento efetivo de flambagem por flexão em relação ao eixo y;

A seguir podemos verificar as equações para força normal de flambagem por torção (B.3) e flambagem por flexo-torção (B.4) para uma barra monossimétrica submetida à compressão centrada, conforme NBR 14762:2010, (JAVORANI, 2015).

$$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2} \left(\frac{\pi^2 E C_w}{K_z L_z} \right) + GJ \quad \text{B.3}$$

$$N_{exz} = \frac{N_{ex} + N_{ez}}{2(1 - (x_0/r_0)^2)} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ex}N_{ez}(1 - (x_0/r_0)^2)}{(N_{ex}N_{ez})^2}} \right) \quad \text{B.4}$$

Onde:

N_{ey} - é a força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo y;

N_{ez} - é a força normal de flambagem elástica por torção;

N_{exz} - é a força normal de flambagem elástica por flexo-torção;

x_0 - é a distância do centro de gravidade ao centro de torção;

r_0 - é o raio polar de giração;

$K_z L_z$ - é o comprimento efetivo de flambagem por torção;

J - é o momento de inércia à torção;

C_w - é a constante de empenamento da seção

G - é o módulo de elasticidade transversal (0,358 E)