

**UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO – DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL**

BRENDA DE OLIVEIRA ALVES ERLACHER

**DIMENSIONAMENTO DE FÔRMAS DE AÇO PARA LAJES MISTAS
CONSIDERANDO A FASE DE CONTRUÇÃO**

**VITÓRIA
2021**

BRENDA DE OLIVEIRA ALVES ERLACHER

**DIMENSIONAMENTO DE FÔRMAS DE AÇO PARA LAJES MISTAS
CONSIDERANDO A FASE DE CONTRUÇÃO**

Projeto de Graduação apresentado em cumprimento às exigências curriculares do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial à obtenção do título Bacharel em Engenharia Civil.

Orientadora: Prof^a. Dr^a. Juliana da Cruz Vianna Pires.

VITÓRIA

2021

DIMENSIONAMENTO DE FÔRMAS DE AÇO PARA LAJES MISTAS CONSIDERANDO A FASE DE CONTRUÇÃO

BRENDA DE OLIVEIRA ALVES ERLACHER

Projeto de Graduação apresentado em cumprimento às exigências curriculares do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial à obtenção do título Bacharel em Engenharia Civil.

Data da defesa: 15 de outubro de 2021.

COMISSÃO JULGADORA:

Prof^a. Dr^a. Juliana da Cruz Vianna Pires
Universidade Federal do Espírito Santo
Orientadora

Prof^a. Dr^a. Adenilcia Fernanda Groberio Calenzani
Universidade Federal do Espírito Santo
Examinadora

Eng^o. Lucas Fadini Favarato
ArcelorMittal Tubarão
Examinador

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus, primeiramente, que tem me abençoado grandemente em todas as áreas da minha vida.

Aos meus pais e ao meu esposo, pelo incentivo, apoio e amor.

Aos amigos, que tornaram essa trajetória mais leve e alegre.

Aos professores e à UFES, por todo conhecimento passado.

Ao Lucas e à minha orientadora, Juliana, pelos auxílios no desenvolvimento deste trabalho.

RESUMO

As lajes mistas de aço e concreto são constituídas por fôrmas de aço conformadas a frio, mecanicamente ligadas a uma laje de concreto, e armadura, geralmente composta por telas soldadas, resultando em um sistema misto após a cura do concreto. A fôrma de aço trabalha como armadura positiva na direção das nervuras depois da cura e, antes da cura, trabalha para resistir as solicitações na fase de construção. As vantagens associadas a esse sistema são: facilidade de montagem, redução do peso próprio e dispensa do uso de escoramento e desforma, proporcionando uma construção limpa. Os perfis formados a frio são elementos estruturais esbeltos, isto é, possuem espessura muito fina em relação às dimensões da seção e comprimento. Por isso, são bastante suscetíveis às instabilidades, o que demanda maior atenção em seu dimensionamento para garantir segurança e confiabilidade. Nesse contexto, esse estudo propõe demonstrar e comparar dois métodos de dimensionamento para fôrmas na fase de construção - Método da Largura Efetiva (MLE) e Método da Resistência Direta (MRD) - conforme a norma brasileira, NBR 14762 (ABNT, 2010), e norte americana, S136-07 (CSA, 2007). Os resultados obtidos do dimensionamento realizado em um exemplo de aplicação da fôrma Polydeck 59S®, assim como os resultados obtidos da ferramenta computacional desenvolvida neste trabalho, mostraram uma boa concordância entre os métodos e evidenciaram a eficácia e simplicidade do MRD em relação ao MLE.

Palavras-chave: Lajes mistas; Dimensionamento; Perfis formados a frio, Método da Largura Efetiva; Método da Resistência Direta.

ABSTRACT

The composite steel and concrete slabs consist of cold-formed steel forms mechanically connected to a concrete slab, resulting in a mixed system after concrete curing, working as a positive reinforcement in the direction of the ribs and, before curing, working to resist stresses in the construction phase. The advantages associated with this system are: ease of assembly, reduced weight and no need for shoring and stripping, providing a clean construction. Cold-formed profiles are slender structural elements, i.e., they have very thin thickness in relation to section dimensions and length. Therefore, they are very susceptible to instabilities, which demands special attention in design stage to ensure safety and reliability. In this context, this study proposes to demonstrate and compare two alternative sizing methods before curing - Effective Width Method (MLE) and Direct Resistance Method (MRD) - according to the Brazilian standard, NBR 14762 (ABNT, 2010), and the North American standard, S136-07 (CSA, 2007). The results obtained from the design carried out in an application example, using the Polydeck 59S® formwork, showed a good agreement between the methods and evidenced the effectiveness and simplicity of the MRD in relation to the MLE.

Keywords: Mixed slabs; Sizing; Cold formed profiles, Effective Width Method; Direct Resistance Method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: <i>Steel deck</i>	12
Figura 2: WTorre Nações Unidas	13
Figura 3: Edifício WTorre Morumbi.....	14
Figura 4: Tipos básicos de perfis de aço: (a) Seção trapezoidal; (b) seção reentrante	17
Figura 5: Algumas configurações de mossas em fôrmas trapezoidais.....	18
Figura 6: Experiência usando uma folha de papel ofício	19
Figura 7: Prensa dobradeira.....	19
Figura 8: Perfiladeira	20
Figura 9: Ductilidade do aço dobrado.....	21
Figura 10: Instabilidades locais	22
Figura 11: Largura efetiva	23
Figura 12: Condições de contorno	23
Figura 13: Distribuição de tensões	24
Figura 14: Gráfico tensão x comprimento de meia-onda para uma barra sob flexão simples	27
Figura 15: Ações	28
Figura 16: Formação de uma rótula plástica	32
Figura 17: Largura total do elemento enrijecido	37
Figura 18: Gradiente de tensão.....	37
Figura 19: Largura inclinada do elemento	39
Figura 20: Altura e Largura totais do elemento	39
Figura 21: Configuração da FLT.....	40
Figura 22: Fôrma de aço	40
Figura 23: Flambagem distorcional	41
Figura 24: Perfil Polydeck 59S®.....	47
Figura 25: Características geométricas do perfil Polydeck 59S®.....	47
Figura 26: Geometria do perfil Polydeck 59S – espessura 0,8 mm.....	48
Figura 27: Elementos do enrijecedor intermediário	49
Figura 28: Propriedades do setor circular	49
Figura 29: Subtração de áreas do setor circular.....	49
Figura 30: Distância do centroide do setor circular resultante à mesa	51
Figura 31: Centroide acima da metade da altura do perfil.....	53

Figura 32: Seção transversal do perfil submetida ao momento fletor positivo	58
Figura 33: Tensão crítica de flambagem distorcional obtida do CUFSM.....	59
Figura 34: Tensão crítica de flambagem local obtido do CUFSM	61
Figura 35: Tensões na alma do perfil	67
Figura 36: Tela inicial da ferramenta computacional	72
Figura 37: Tela de resultados da ferramenta computacional	73
Figura 38: Momento fletor resistente do Polydeck 59S obtido pelo MLE e MRD	74
Figura 39: Deslocamento do Polydeck 59S obtido pelo MLE e MRD.....	75
Figura 40: Comparativo entre os momentos resistentes	76

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Resumo dos resultados do exemplo de aplicação	71
Tabela 2: Momentos Resistentes e Deslocamentos obtidos pelo MLE e MRD.....	74
Tabela 3: Momentos resistentes para outras espessuras de fôrma.....	77
Tabela 4: Deslocamentos para outras espessuras de fôrmas	77

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	12
1.1	OBJETIVOS	14
1.2	METODOLOGIA.....	15
1.3	FORMATAÇÃO	15
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	16
2.1	SISTEMA DE LAJE MISTA.....	16
2.1.1	Generalidades	16
2.1.2	Os perfis formados a frio	18
2.2	MÉTODOS DE DIMENSIONAMENTO DE PERFIS FORMADOS A FRIO	22
2.2.1	Método da Largura Efetiva (MLE)	22
2.2.2	Método da Resistência Direta (MRD)	24
2.3	DIMENSIONAMENTO DE LAJES COM FORMA DE AÇO INCORPORADA.....	27
2.3.1	Fases inicial e final.....	27
2.3.2	Dimensionamento da forma na fase inicial.....	28
3	DIMENSIONAMENTO DA FÔRMA POLYDECK 59S®.....	47
3.1	MOMENTO FLETOR POSITIVO (ELU-M).....	48
3.1.1	Momento fletor resistente de cálculo pelo MLE.....	48
3.1.2	Momento fletor resistente de cálculo pelo MRD.....	60
3.1.3	Momento fletor solicitante	62
3.1.4	Verificação.....	63
3.2	ESFORÇO CORTANTE (ELU-V).....	64
3.2.1	Esforço cortante resistente de cálculo	64
3.2.2	Esforço cortante solicitante.....	65
3.2.3	Verificação.....	65
3.3	DESLOCAMENTO (ELS).....	65
3.3.1	Deslocamento pelo MLE.....	65
3.3.2	Deslocamento pelo MRD.....	68
3.3.3	Deslocamento limite	70

3.3.4	Verificação.....	70
3.4	FERRAMENTA COMPUTACIONAL	71
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	74
5	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	78
5.1	CONCLUSÕES	78
5.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	79
6	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	80
	ANEXOS.....	82

1 INTRODUÇÃO

De acordo com Queiroz *et al.* (2012), um sistema misto de aço e concreto consiste em um perfil composto de aço (laminado, soldado ou formado a frio), e concreto (geralmente armado) trabalhando conjuntamente. Esse sistema pode formar um pilar misto, uma viga mista, uma laje mista ou ligação mista.

As lajes mistas de aço e concreto, também chamadas de lajes com fôrma de aço incorporada, ou *steel decks*, são elementos estruturais constituídos por uma fôrma de aço nervurada conformada a frio, onde o concreto é depositado, conforme Figura 1. Após o endurecimento do concreto, a fôrma e concreto passam a trabalhar em conjunto, sendo que a fôrma funciona como parte ou totalidade da armadura de tração.

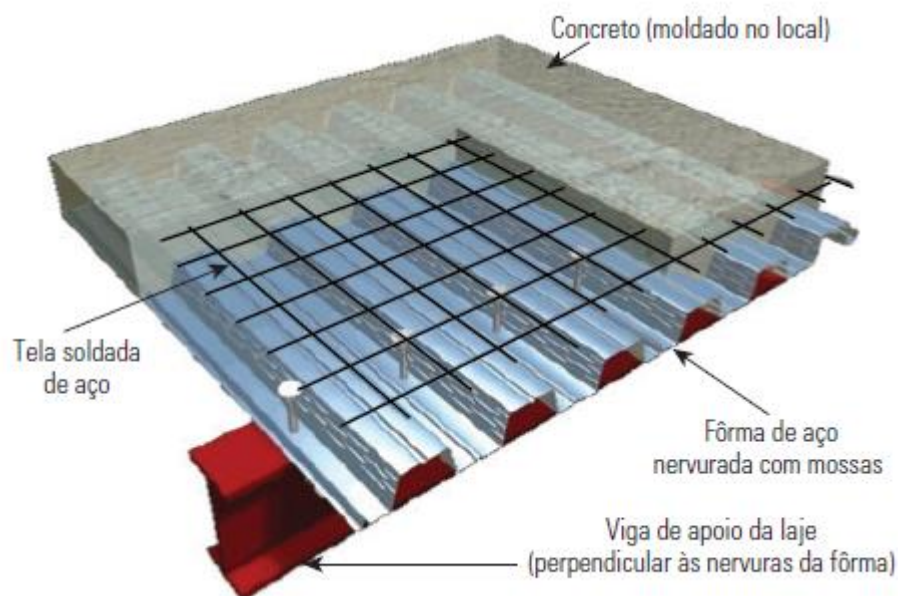


Figura 1: *Steel deck*
Fonte: Fakury *et al.* (2016)

As lajes mistas possuem diversas vantagens, tais como:

- Possui facilidade de instalação - o que faz diminuir a mão de obra;
- Dispensa o uso de escoramento e de desforma;
- Reduz o prazo de execução da obra;
- Funciona como plataforma de serviço aos operários;

- Reduz o volume e o peso próprio da estrutura – o que reduz custos de fundação.

Assim, tais vantagens fazem do *steel deck* um sistema econômico, prático e otimiza prazos. Isso justifica a consolidação desse sistema em vários países e mostra um grande potencial de crescimento no Brasil (Vianna, 2005).

De acordo com Sieg (2015), existem, atualmente, muitas obras no Brasil já construídas com estruturas mistas e que utilizam lajes mistas com fôrmas de aço incorporada. Cita-se algumas:

a) WTorre Nações Unidas – São Paulo (2008)

A edificação (Figura 2) é constituída de estrutura de aço até o terceiro pavimento e por pilares e vigas mistas nos demais pavimentos. As lajes são lajes mistas. A garantia de estabilidade horizontal da construção dá-se por núcleos laterais de concreto armado que circundam os elevadores, possibilitando o travamento das lajes fazendo com que elas atuem como diafragma (Sieg, 2015).



Figura 2: WTorre Nações Unidas

Fonte: <https://www.portosenavios.com.br/noticias/geral/wtorre-tenta-de-novo-reestruturar-seu-negocio>

b) Edifício WTorre Morumbi – São Paulo (2014)

A construção (Figura 3) é predominantemente mista, sendo somente cinco subsolos com estrutura de concreto armado moldado in loco. O edifício é composto por duas torres interligadas por uma passarela que contém escritórios. Em cada torre existe um núcleo rígido central. A estrutura é composta por vigamentos metálicos, pilares e lajes mistas de aço e concreto (Sieg, 2015).



Figura 3: Edifício WTorre Morumbi

Fonte: <https://www.aecweb.com.br/revista/materias/wtorre-morumbi-o-maior-conjunto-de-torres-corporativas-de-sao-paulo/7875>

A fôrma de aço incorporada é fabricada a partir da conformação de chapas de aço muito finas, a temperatura ambiente. Portanto, trata-se de um perfil formado a frio. Esses são elementos estruturais esbeltos, isto é, possuem uma espessura muito fina em relação as dimensões da seção e comprimento do elemento estrutural. Além disso, as cargas impostas sobre a fôrma (peso próprio da fôrma, peso próprio do concreto e sobrecarga de construção) são consideráveis. Por isso, as fôrmas de aço são bastante suscetíveis às instabilidades, o que demanda maior atenção em seu dimensionamento.

Sendo assim, este trabalho propõe demonstrar e comparar dois métodos de dimensionamento alternativos: o Método da Largura Efetiva e o Método da Resistência Direta, conforme a NBR 14762 (ABNT, 2010) e a norte americana S136-07 (CSA, 2007). Tais métodos, permitem obter as resistências dos perfis, ficando a critério do projetista por qual método usar.

1.1 OBJETIVOS

O objetivo deste projeto de graduação é realizar o dimensionamento de uma fôrma de aço incorporada trapezoidal, na fase inicial, pelo Método da Largura Efetiva (MLE) e pelo Método da Resistência Direta (MRD), seguindo as recomendações das normas brasileiras: NBR 14762 (ABNT, 2010) – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio; e NBR 8800 (ABNT, 2008) – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios; assim como

as recomendações da norma norte americana: S136-07 (CSA, 2007) – *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*.

1.2 METODOLOGIA

Os itens a seguir, descrevem basicamente as etapas a serem cumpridas para que os objetivos descritos no item anterior sejam alcançados:

- a) Compreender o Método da Largura Efetiva e o Método da Resistência Direta, por meio de livros, apostilas, notas de aula, etc;
- b) Produzir fluxogramas de dimensionamento para facilitar a execução dos cálculos;
- c) Realizar o dimensionamento da fôrma Polydeck 59S®, da ArcelorMittal, pelo Método da Largura Efetiva e pelo Método da Resistência Direta;
- d) Fazer uma análise comparativa entre os valores de momentos resistentes e deslocamentos obtidos pelos métodos aplicados.

1.3 FORMATAÇÃO

O capítulo 1 faz uma breve introdução ao tema deste estudo, abordando alguns conceitos e vantagens sobre os sistemas mistos, além de apresentar objetivos e metodologia sobre este trabalho.

O capítulo 2 trata-se da revisão bibliográfica, onde são apresentados conceitos e formulações de dimensionamento antes da cura pelo MLE e MRD, baseadas nas normas brasileira e norte americana.

O capítulo 3 realiza o dimensionamento de um exemplo de aplicação, utilizando a fôrma Polydeck 59S®, pelo MLE e MRD. Além disso, apresenta uma ferramenta computacional, desenvolvida via planilhas e códigos em VBA (*Visual Basic for Applications*) do Excel.

O capítulo 4 explana os resultados obtidos do capítulo 3 e resultados de dimensionamento obtidos pela ferramenta computacional do Polydeck 59S®, fazendo algumas observações e comparações.

O capítulo 5 apresenta das conclusões tiradas do estudo.

Os Anexos A ao K apresentam os fluxogramas de cálculo utilizados para auxiliar no dimensionamento.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 SISTEMA DE LAJE MISTA

Conforme Vianna (2005), as lajes, de forma geral, são componentes básicos da estrutura, sendo usualmente elementos planos bidimensionais, com carregamento predominantemente transversal, que se fazem presentes em diversas estruturas, como: edificações residenciais e comerciais; galpões industriais; pontes; reservatórios; etc.

As lajes, em uma estrutura convencional do tipo laje-viga-pilar, têm a função de transmitir as cargas de utilização para as vigas que as suportam, assim como atuar no contraventamento das estruturas, funcionando como um diafragma que distribui cargas horizontais atuantes.

Dentre os tipos de lajes, tais como lajes maciças, lajes treliçadas e lajes protendidas, destacam-se as lajes mistas.

2.1.1 Generalidades

As lajes mistas são constituídas por fôrmas de aço (chapas de aço conformadas a frio) ligadas mecanicamente ao concreto, resultando em um sistema misto após a cura do concreto. Tais chapas, funcionam como fôrma para o concreto durante a construção, assim como armadura positiva da laje.

Existem dois tipos básicos de perfis de aço: as de seção trapezoidal (Figura 4.a) e reentrante (Figura 4.b).

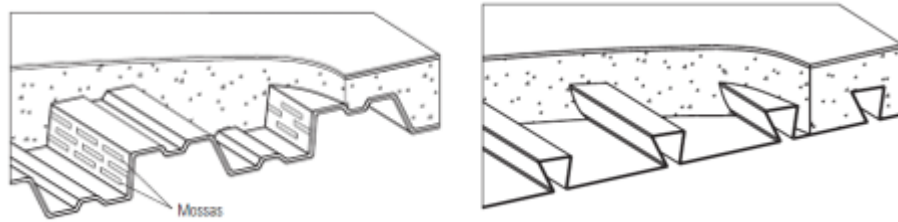


Figura 4: Tipos básicos de perfis de aço: (a) Seção trapezoidal; (b) seção reentrante
Fonte: Fakury *et al.* (2016)

Para garantir que não haja deslizamento entre a interface aço-concreto, isto é, garantir o comportamento misto, conforme Vianna (2005), é necessário que exista algum meio de conexão entre o perfil de aço e o concreto endurecido para transferência do cisalhamento longitudinal. Existem três tipos: (i) Ligação por aderência, (ii) Ligação mecânica e (iii) Ligação por atrito.

(i) Ligação por aderência

Esse mecanismo é o primeiro a atuar na transferência de esforços entre o aço e o concreto, por meio da ação química entre a pasta de cimento e o aço. No entanto, possui baixa resistência e, após, as primeiras fissuras do concreto, tem-se a quebra da ligação e o início dos deslizamentos da extremidade da laje. A partir desse momento, atuam as ligações mecânicas e/ou atrito a depender da geometria do perfil.

(ii) Ligação mecânica

Essa ligação é feita pelo contato do concreto com a região de mudança abrupta da geometria da fôrma de aço (mossas), utilizadas principalmente em fôrmas trapezoidais. A eficiência desse mecanismo depende também das características geométricas das mossas, que variam conforme o fabricante, como exemplifica a Figura 5.

(iii) Ligação por atrito

É produzida pelo atrito oriundo do confinamento do concreto nas formas de aço reentrantes, ou pelo atrito gerado no apoio de qualquer laje mista.

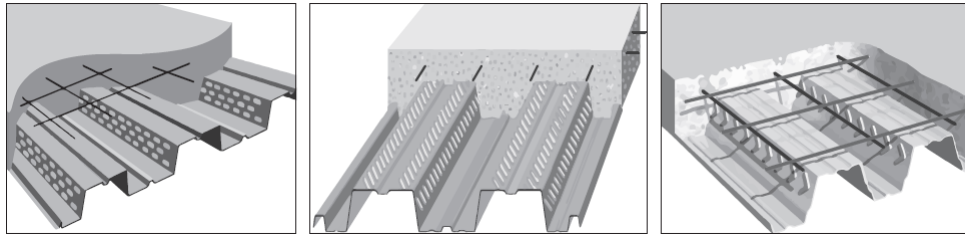


Figura 5: Algumas configurações de mossas em fôrmas trapezoidais
Fonte: Fakury *et al.* (2016)

2.1.2 Os perfis formados a frio

2.1.2.1 Definição

Conforme Carvalho *et al.* (2020), existem três grandes grupos de perfis para o uso estrutural: perfis laminados – perfis laminados a quente em usinas siderúrgicas; perfis soldados – perfis obtidos por soldagem de chapas; e perfis formados a frio – obtidos a partir da dobragem a frio (em temperatura ambiente) de chapas.

As chapas utilizadas no processo de conformação a frio, possuem espessuras a partir de 0,4 mm, tendo como limite estabelecido por norma até 8 mm. Por esse motivo, são conhecidos como perfis leves.

A grande vantagem desse tipo de perfil se dá pela simplicidade de sua produção. Carvalho *et al.* (2020) mostra de forma didática como se dá o comportamento e o simples processo de fabricação desses perfis, por meio de uma experiência utilizando uma folha de papel ofício que o próprio leitor pode realizar.

A Figura 6.a, mostra que o papel ofício se quer resiste ao seu peso próprio. No entanto, à medida que a folha de papel ofício é dobrada, isto é, enrijecida, há um aumento na resistência (Figura 6.b; Figura 6.c e Figura 6.d).

Portanto, esse é o segredo dos perfis formados a frio: usam-se chapas finas e se enrijece onde há possibilidade de flambagem. Com isso, criam-se perfis muito leves e resistentes.

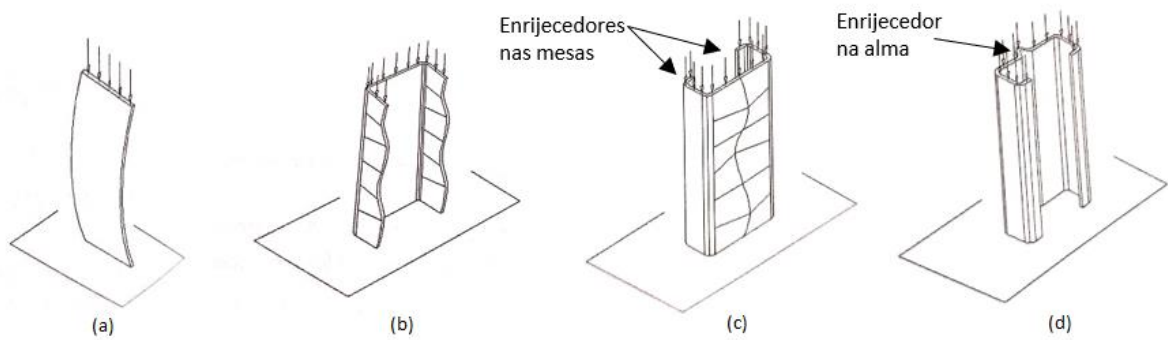


Figura 6: Experiência usando uma folha de papel ofício
Fonte: Adaptado de Carvalho *et al.* (2020)

2.1.2.2 Processo de fabricação de perfis formados a frio

Os perfis formados a frio, segundo Carvalho *et al.* (2020), são produzidos por duas maneiras: em prensas dobradeiras ou em perfiladeiras.

A fabricação em prensas dobradeiras, conforme Silva *et al.* (2014), é um processo descontínuo, adequado a pequenas quantidades de perfis. É realizado por meio de uma prensa dobradeira (Figura 7), onde a matriz da dobradeira é prensada contra a chapa de aço, obrigando-a a formar uma dobra.

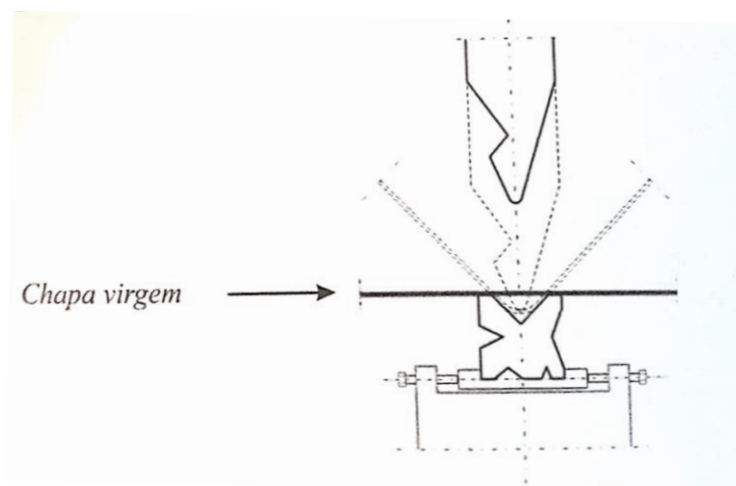


Figura 7: Prensa dobradeira
Fonte: Carvalho *et al.* (2020)

A fabricação em perfiladeiras é um processo contínuo, adequando a fabricação em série. É realizado a partir do deslocamento longitudinal de uma chapa de aço sobre os roletes de uma linha de perfilação (Figura 8). Os roletes vão conferindo gradativamente à chapa a forma definitiva do perfil.

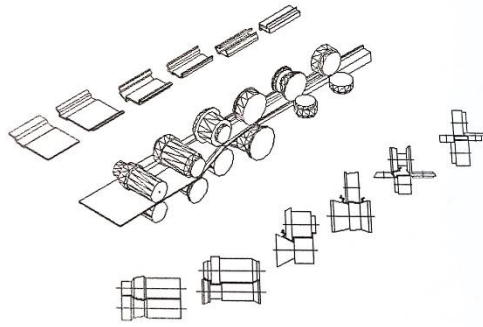


Figura 8: Perfiladeira
Fonte: Carvalho *et al.* (2020)

2.1.2.3 *Material*

Conforme ABNT NBR 16421:2015, as fôrmas de aço, ou telha-fôrma de aço colaborante para laje mista de aço e concreto, possuem revestimentos com os seguintes tipos:

- a) Zincado por imersão a quente;
- b) Zincado por imersão a quente e revestido por um processo de pintura.

A massa do revestimento metálico da fôrma de aço com ou sem pintura, por norma, deve ser de no mínimo 275 g/m². A chapa ou bobina com a qual é feita a fôrma deve receber tratamento químico superficial, para retardar a formação de oxidação.

A NBR 14762 (ABNT, 2010) recomenda que o aço utilizado para a conformação das fôrmas tenha qualificação estrutural e que possua propriedades mecânicas adequadas para receber o trabalho a frio. Devem ainda apresentar a relação entre a resistência à ruptura e a resistência ao escoamento f_u/f_y maior ou igual a 1,08.

A NBR 14762 (ABNT, 2010) ainda apresenta, em sua Tabela 1, os valores nominais mínimos de resistência ao escoamento e da resistência à ruptura de aços relacionados por Normas Brasileiras referente a chapas finas para uso estrutural.

As propriedades mecânicas gerais para os aços previstos na norma para serem adotados nos cálculos, são as seguintes:

- Módulo de elasticidade, $E = 200\,000$ Mpa;
- Coeficiente de Poisson, $\nu = 0,3$;

- Módulo de elasticidade transversal, $G = 77\,000\text{ Mpa}$;
- Coeficiente de dilatação térmica, $\beta = 1,2 \times 10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$;
- Massa específica, $\rho = 7\,850\text{ kg/m}^3$.

2.1.2.4 Influência do trabalho a frio

Conforme Silva *et al.* (2014), o dobramento de uma chapa, provoca, devido ao fenômeno conhecido como encruamento, um aumento da resistência ao escoamento, f_y , e da resistência à ruptura, f_u , com consequente redução da ductilidade, como se vê na Figura 9. Tal redução significa uma menor capacidade de o material se deformar. Por essa razão, a chapa deve ser conformada com raio de dobramento adequado ao material e a sua espessura, a fim de se evitar a aparecimento de fissuras.

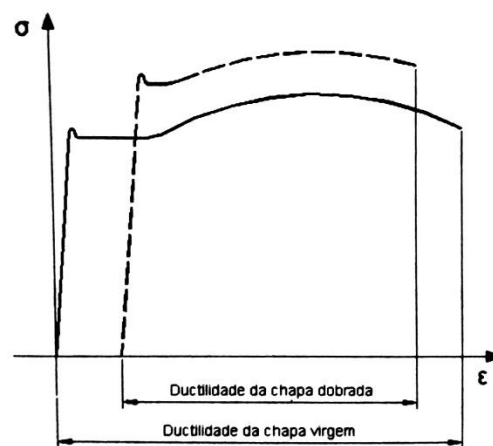


Figura 9: Ductilidade do aço dobrado
Fonte: Carvalho *et al.* (2020)

O acréscimo da resistência ao escoamento pode ser utilizado no dimensionamento de barras submetidas à compressão ou à flexão. No entanto, conforme Carvalho *et al.* (2020), a limitação imposta pela norma só permitirá tal consideração em perfis não esbeltos (com elementos espessos), o que, na realidade, não acontece no dia a dia da construção com perfis formados a frio.

Por isso, de acordo com o autor, a maioria dos profissionais considera as características físicas da chapa virgem, deixando o acréscimo do limite de escoamento como uma reserva de resistência.

2.2 MÉTODOS DE DIMENSIONAMENTO DE PERFIS FORMADOS A FRIO

Para o dimensionamento de perfis formados a frio, a NBR 14762 (ABNT, 2010) descreve três métodos para determinar os esforços resistentes: Método da Largura Efetiva, Método da Seção Efetiva e Método da Resistência Direta. No entanto, neste trabalho, serão seguidos somente os métodos da Largura Efetiva e da Resistência Direta.

2.2.1 Método da Largura Efetiva (MLE)

Segundo Carvalho *et al.* (2020), os perfis metálicos apresentam instabilidades, que podem ser globais (quando a barra como um todo se instabiliza), ou podem ser locais, onde ocorre ondulações nas partes componentes do perfil, conforme Figura 10.



Figura 10: Instabilidades locais
Fonte: Fakury *et al.* (2016)

A instabilidade local, chamada de flambagem local, é levada em consideração por meio da redução de área da parte comprimida. Essa consideração é baseada no conceito da Largura Efetiva.

Para entender esse conceito, observa-se a Figura 11, onde uma placa, apoiada nas bordas longitudinais, sofre flambagem.

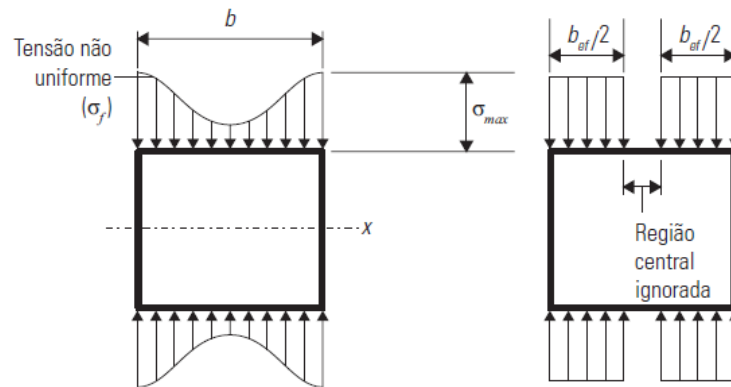


Figura 11: Largura efetiva
Fonte: Fakury *et al.* (2016)

No momento em que a placa sofre flambagem, há uma redistribuição de tensões, onde tem-se uma diminuição do nível de tensões na parte central e um acréscimo de tensões junto às partes laterais. Para efeitos de simplificação, Von Kármán propôs a substituição da distribuição de tensões não uniforme por tensões uniformes, desconsiderando a parte central. Assim, essa largura reduzida é chamada de largura efetiva, b_{ef} .

De acordo com Silva *et al.* (2014), existem dois fatores que influenciam no cálculo da largura efetiva: as condições de contorno e a distribuição de tensões. As condições de contorno são os elementos de chapa AA (apoiado-apoiado) e AL (apoiado-livre), conforme a Figura 12.

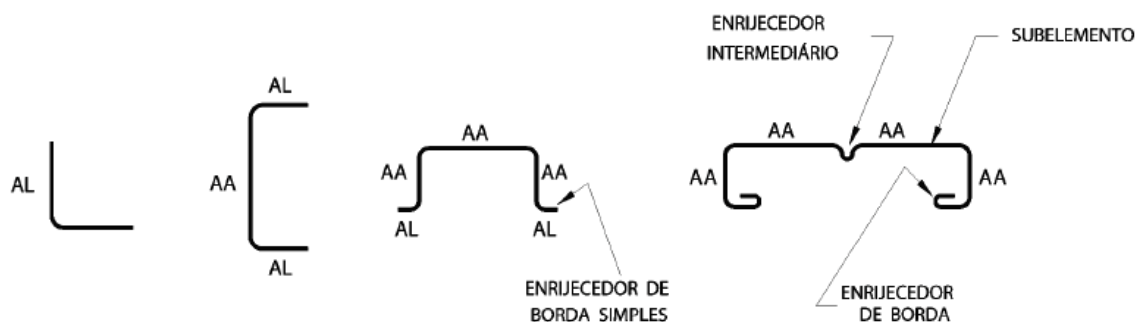


Figura 12: Condições de contorno
Fonte: NBR 14762 (ABNT, 2010)

A configuração da distribuição de tensões nos elementos (Figura 13) também influencia no cálculo da largura efetiva, visto que há uma diminuição dos esforços de

compressão quando o carregamento não é uniforme, acarretando em um aumento da largura efetiva.

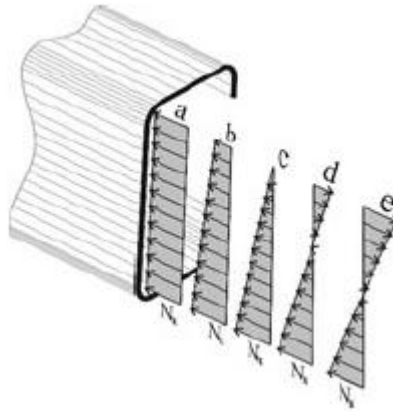


Figura 13: Distribuição de tensões
Fonte: Silva *et al.* (2014)

Antes da realização do cálculo da largura efetiva, é necessário verificar os valores máximos da relação largura-espessura dos elementos, apresentados na Tabela 4, pela NBR 14762 (ABNT, 2010), onde é desconsiderado enrijecedores intermediários.

O MLE, conforme Carvalho *et al.* (2020), é um método consagrado, o qual apresenta algumas desvantagens, como:

- a) a determinação da seção efetiva é trabalhosa, sobretudo no caso de perfis esbeltos submetidos à flexão, pois há necessidade de se realizar cálculos iterativos;
- b) o aprendizado do método é difícil, pois em função do grande volume de cálculo algébrico envolvido deixa-se de compreender o comportamento estrutural do perfil, que é o foco principal do estudo.

2.2.2 Método da Resistência Direta (MRD)

O Método da Largura Efetiva, descrito no item anterior, é um método aproximado, pois analisa cada elemento da seção transversal de forma isolada, porém levando em conta as condições de vizinhança com os outros elementos componentes do perfil, segundo Carvalho *et al.* (2020).

No entanto, devido ao desenvolvimento de novas tecnologias, a tendência atual é que as peças estruturais de aço formadas a frio tenham seções transversais cada vez mais complexas, dificultando a modelagem matemática, afirma Carvalho *et al.* (2020).

Para contornar tais desvantagens, Schafer e Pekoz (1998) propuseram o Método da Resistência Direta como uma alternativa ao MLE, na determinação da resistência de perfis formados a frio submetidos à compressão ou à flexão.

O MRD consiste, basicamente, em utilizar curvas de resistência ajustadas experimentalmente para calcular as forças de colapso, a partir da força de flambagem elástica do perfil como um todo, e não do elemento isolado, segundo Carvalho *et al.* (2020).

Para aplicação do MRD, é necessário realizar a análise de estabilidade elástica dos perfis formados a frio, a qual será abordada no próximo item. A NBR 14762 (ABNT, 2010), em seu anexo C, fornece toda formulação necessária para a aplicação do MRD, que será apresentada na etapa de dimensionamento.

2.2.2.1 Análise de estabilidade elástica

Segundo Furukawa *et al.* (2019), o estudo de estabilidade de barras comprimidas teve início com o matemático Leonhard Euler (1707 – 1783), que foi responsável pelo método utilizado até os dias atuais para a determinação da força crítica axial em regime elástico, conhecida como carga crítica de Euler.

A carga crítica de Euler é fundamental no dimensionamento de estruturas metálicas, cujos limites de comportamento elástico elevados associados à elevada esbeltez dos perfis, contribuem para que os perfis em aço estejam muito susceptíveis à falha por instabilidade antes que sejam atingidas as tensões limites do material.

Furukawa *et al.* (2019), afirma que, embora seja possível ampliar os domínios da aplicação analítica proposta inicialmente por Euler, para outras condições variadas de barras sob compressão centrada sob diferentes condições de apoio, não é possível obter uma solução analítica que envolva todos os fenômenos de instabilidade, incluindo variações e interações entre eles. Assim, é natural que ferramentas de solução numérica sejam utilizadas para obtenção de respostas aproximadas, as quais, se efetuadas com rigor, oferecem soluções importantes para as inúmeras verificações de segurança nas estruturas metálicas.

Dentre os métodos que permitem a análise de estabilidade de perfis de aço, destacam-se o Método das Faixas Finitas, a Teoria Generalizada de Vigas e o mais clássico e abrangente deles, o Método dos Elementos Finitos.

2.2.2.2 O programa CU-FSM

Como mencionado anteriormente, para aplicação do MRD, é necessário realizar a análise de estabilidade elástica dos perfis formados a frio. Para isso, Schafer (2001) desenvolveu um programa computacional, baseado no Método das Faixas Finitas, o qual denominou de CU-FSM – *Finite Strip Method – Cornell University*.

De acordo com Carvalho *et al.* (2020), o CU-FSM permite fazer a análise de estabilidade elástica de perfis de chapa fina, submetidos a qualquer distribuição de tensões normais nas extremidades.

O software fornece, como resultados, gráficos fator de carga versus comprimento de meia-onda, assim como os modos de flambagem (Figura 14). Tais gráficos são gerados após o software analisar vários comprimentos de meia-onda, definidos pelo usuário na entrada de dados. O fator de carga é a razão entre o esforço crítico de flambagem e o esforço correspondente à plastificação. Na Figura 14, como a seção foi analisada à flexão, o fator de carga se trata da razão entre o momento crítico e o momento de início do escoamento.

Segundo Carvalho *et al.* (2020), para cada comprimento, o programa, determina a força crítica de flambagem elástica e os correspondentes modos de flambagem e armazena-os. Estes valores armazenados são então utilizados para montagem do gráfico fator de carga x comprimento de meia-onda, bem como os respectivos modos de flambagem.

As tensões críticas de flambagem elástica local, distorcional e global, são os pontos de mínimo, conforme Figura 14.

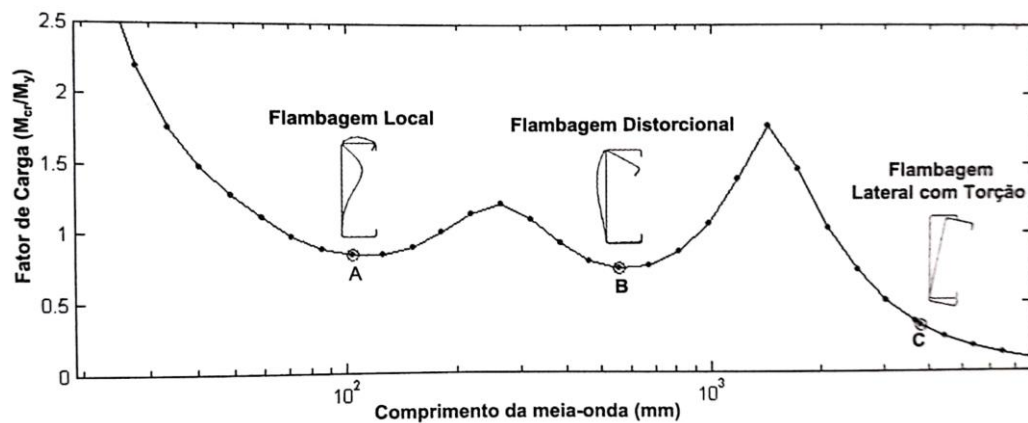


Figura 14: Gráfico tensão x comprimento de meia-onda para uma barra sob flexão simples
Fonte: Carvalho *et al.* (2020)

2.3 DIMENSIONAMENTO DE LAJES COM FORMA DE AÇO INCORPORADA

2.3.1 Fases inicial e final

O comportamento das lajes mistas possui duas fases: a fase inicial e a fase final.

A fase inicial, ou fase de construção, é caracterizada pela capacidade da fôrma suportar isoladamente as solicitações durante a construção, antes da cura do concreto, isto é, antes do concreto atingir 75% da resistência característica à compressão especificada.

As verificações da forma na fase inicial devem ser realizadas seguindo as prescrições da NBR 8800 (ABNT, 2008) – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios; e da NBR 14762 (ABNT, 2010) - Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio.

De acordo com Fakury *et al.* (2016), essas verificações apresentam alguma complexidade devido aos detalhes de geometria que a fôrma apresenta, além da sua alta susceptibilidade à flambagem local por conta da espessura fina.

A fase final é caracterizada pelo sistema misto, isto é, depois da cura do concreto. Após a cura, a fôrma trabalha como armadura positiva da laje na direção das nervuras, resistindo as ações que atuarão durante a vida útil. Vale ressaltar que o escopo do presente trabalho se refere somente ao comportamento durante a fase inicial, ou seja, antes da cura do concreto.

2.3.2 Dimensionamento da forma na fase inicial

2.3.2.1 Considerações iniciais

A NBR 8800 (ABNT, 2008) – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios, em seu anexo Q, trata do dimensionamento de lajes mistas de aço e concreto, apoiadas na direção perpendicular às nervuras, onde são aplicadas às situações em que as ações são consideradas predominantemente estáticas, inclusive em edifícios industriais cujos pisos podem ser submetidos a ações móveis.

Em relação às verificações dos estados-limites último e de serviço da fase final, a norma apresenta toda formulação necessária para o dimensionamento. No entanto, quanto às verificações dos estados-limites últimos da fase inicial, a norma direciona para a NBR 14762 (ABNT, 2010).

2.3.2.2 Ações

Segundo Carvalho *et al.* (2020), ações são forças ou momentos externos as quais são aplicadas à estrutura, podendo ser, também, deformações impostas à ela (Figura 15).

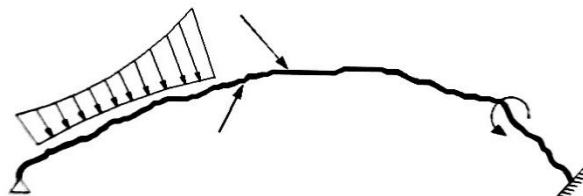


Figura 15: Ações

Fonte: Carvalho *et al.* (2020)

No que diz respeito à fase inicial, segundo Fakury *et al.* (2016), a forma de aço deve ser capaz de resistir isoladamente as ações atuantes durante a construção, que usualmente são:

- a) Pesos próprios do concreto fresco, da forma de aço, da tela soldada para evitar fissuração e de eventuais armaduras adicionais;

- b) Sobrecarga de construção, tomada como uma carga uniformemente distribuída com valor característico mínimo de 1 kN/m²;
- c) Efeito de empoçamento, caso o deslocamento no centro do vão da forma, calculado com seu peso próprio somado ao concreto fresco, ultrapasse o valor de $L_f/250$, sendo L_f o vão teórico da laje na direção das nervuras, suposto como um acréscimo na espessura nominal do concreto de 70% do valor do deslocamento.

De acordo com a NBR 14762 (ABNT, 2010), as ações são classificadas como permanente, variáveis e excepcionais.

Entretanto, como aponta Carvalho *et al.* (2020), para dimensionar uma estrutura não basta apenas conhecer ou aplicar as ações. Hipoteticamente, uma ação não ocorre de forma isolada das demais. Sendo assim, deve-se realizar as combinações de ações a seguir:

a) Combinações últimas:

Para a verificação dos estados-limites últimos, existem três tipos de combinações últimas, normatizadas pela NBR 14762 (ABNT, 2010), sendo as combinações últimas normais, as combinações especiais, as combinações de construção e as combinações excepcionais.

Como neste trabalho trata-se do dimensionamento da forma de aço do *steel deck* durante a fase de construção, usa-se as combinações últimas de construção para o cálculo dos esforços solicitantes de cálculo, como informa Fakury *et al.* (2016).

A combinação última de construção estabelecida pela NBR 14762 (ABNT, 2010) é dada pela Equação 1:

$$F_d = \sum_{i=1}^m (\gamma_{gi} F_{Gi,k}) + \gamma_{q1} F_{Q1,k} + \sum_{j=2}^n (\gamma_{qj} \psi_{0j,ef} F_{Qj,k}) \quad (1)$$

Onde:

$F_{Gi,k}$ representa os valores característicos de ações permanentes;

$F_{Q1,k}$ o valor característico da ação variável admitida como principal para a situação transitória considerada;

$F_{Qj,k}$ representa os valores característicos das ações variáveis que podem atuar concomitantemente com a ação variável especial;

$\psi_{0j,ef}$ representa os fatores de combinação efetivos de cada uma das ações variáveis que podem atuar concomitantemente com a ação variável especial F_{Q1} (Tabela 3 da norma).

b) Combinações de serviço:

Para a verificação dos estados-limites de serviço, existem três tipos de combinações de serviço normatizadas pe

la NBR 14762 (ABNT, 2010), sendo as combinações quase permanentes de serviço, combinações frequentes de serviço e combinações raras de serviço.

As combinações quase permanentes são aquelas que podem atuar durante grande parte do período de vida da estrutura, da ordem da metade desse período. Essas combinações são utilizadas para efeitos de longa duração e para a aparência da construção. Sendo assim, para o dimensionamento da fôrma de aço, serão utilizadas as combinações quase permanentes de serviço. As ações variáveis são consideradas com seus valores quase permanentes $\psi_2 F_{Q,k}$. A norma traz a formulação, dada pela Equação 2.

$$F_{ser} = \sum_{i=1}^m F_{Gi,k} + \sum_{j=1}^n (\psi_{2j} F_{Qj,k}) \quad (2)$$

2.3.2.3 Verificações dos estados limites últimos

Segundo Fakury *et al.* (2016), os estados limites últimos são aqueles que estão relacionados com a segurança da estrutura. Dizer que ocorreu colapso (total ou parcial), sendo associada à falha de material, instabilidade de um elemento ou de um conjunto estrutural, ou ainda movimento de corpo rígido, significa a ocorrência de um estado limite último.

De acordo com a NBR 14762 (ABNT, 2010), as condições usuais de segurança dos estados limites últimos são verificadas de acordo com a Equação 3.

$$R_d \geq S_d \quad (3)$$

Onde:

S_d representa os valores de cálculo dos esforços (ou tensões, em alguns casos) atuantes, obtidos com base nas combinações últimas de ações;

R_d representa os valores de cálculo dos esforços resistentes (ou tensões, em alguns casos), obtidos conforme as situações que são expostas na norma.

O dimensionamento de uma laje é feito por meio da analogia do dimensionamento de uma viga, considerando a viga como sendo uma faixa de laje. Sendo assim, os procedimentos de cálculo serão baseados no item 9.8 (barras submetidas à flexão simples), da NBR 14762 (ABNT, 2010).

As barras submetidas à flexão simples são solicitadas ao momento fletor (positivo ou negativo) e à força cortante. Sendo assim, deve-se verificar se as Equações 4 e 5 são atendidas.

$$M_{Rd} \geq M_{Sd} \quad (4)$$

$$V_{Rd} \geq V_{Sd} \quad (5)$$

Onde:

M_{Rd} é momento fletor resistente de cálculo positivo ou negativo;

M_{Sd} é o momento fletor solicitante de cálculo positivo ou negativo;

V_{Rd} é a força cortante resistente de cálculo;

V_{Sd} é a força cortante solicitante de cálculo;

2.3.2.3.1 Momento fletor resistente pelo MLE

De acordo com Silva *et al.* (2014), para determinar o momento resistente de cálculo, M_{Rd} , deve-se tomar o menor valor entre:

- (i) o momento de cálculo que causa escoamento na seção na seção efetiva na fibra mais solicitada;
- (ii) o momento de cálculo referente à flambagem lateral com torção (FLT);
- (iii) o momento de cálculo referente à flambagem distorcional da seção transversal.

A seguir, serão apresentadas as formulações para o cálculo de cada momento, mencionados acima.

- (i) Início do escoamento da seção efetiva na fibra mais solicitada

Segundo Carvalho *et al.* (2020), à medida que uma viga é carregada com valores crescentes, observa-se o acréscimo no nível de tensões através do diagrama de tensões. Considerando um perfil triangular cheio, as tensões variam do valor zero até o seu limite máximo (a tensão de escoamento, f_y), configurando um diagrama duplo-triangular, passando a duplo-trapezoidal até a duplo-retangular, quando toda a seção atinge o f_y . Nesse momento, diz-se que a viga plastificou e formou-se uma rótula plástica. A Figura 16 mostra uma seção transversal qualquer em que há formação de rótula plástica.

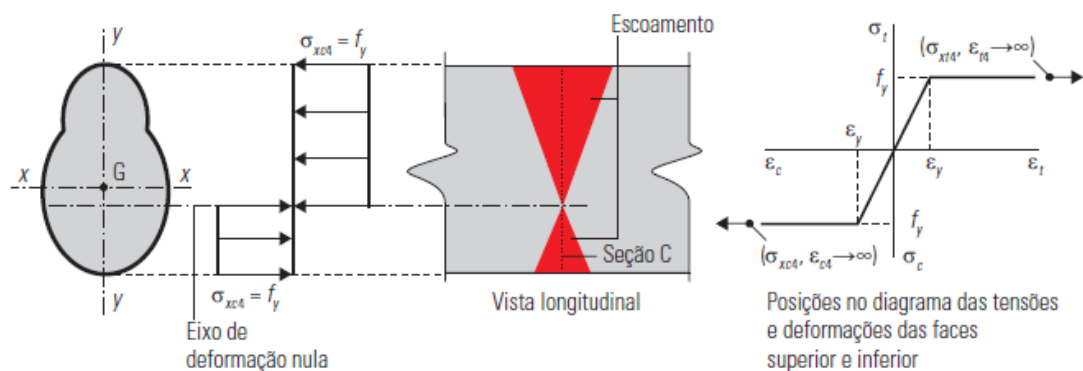


Figura 16: Formação de uma rótula plástica
Fonte: Fakury et al. (2016)

No entanto, os perfis formados a frio, por serem esbeltos, não têm condições de se plastificar. Segundo o autor, o máximo que poderá ocorrer será a fibra mais solicitada (à compressão ou à tração) atingir a tensão de escoamento, e os elementos comprimidos flambarem localmente.

A NBR 14762 (ABNT, 2010), em seu item 9.8.2.1, trata dos procedimentos de cálculo para obter o momento resistente de cálculo referente ao início de escoamento da fibra mais solicitada, M_{Rd} , dado pela Equação 6.

$$M_{Rd} = \frac{W_{ef} f_y}{\gamma} \quad (6)$$

Onde:

f_y é a tensão de escoamento do aço;

γ é o coeficiente de ponderação (igual a 1,10);

W_{ef} é o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra extrema que atinge o escoamento ($\sigma = f_y$).

A obtenção do módulo de resistência elástico da seção efetiva é feita considerando as larguras efetivas. Caso a fôrma não apresente enrijecedores intermediários, a NBR 14762 (ABNT, 2010) traz as formulações para determinar a largura efetiva dos elementos totalmente ou parcialmente comprimidos com base no MLE.

A norma define λ_p como sendo o índice de esbeltez reduzido, expresso pela Equação 7.

$$\lambda_p = \frac{b/t}{0,95 \sqrt{\frac{k E}{\sigma}}} \quad (7)$$

Onde:

b é a largura da parte plana do elemento;

t é a espessura do elemento;

E é o módulo de elasticidade do aço, 20.000 kN/cm²;

k é o coeficiente de flambagem local do elemento, calculado de acordo com as Tabelas 5 e 6 da norma, que quantifica as diversas condições de contorno e de carregamento;

σ é a tensão normal de compressão, definida para o estado-limite último de escoamento da seção.

Para os elementos AA, que são indicados na Tabela 5 da norma, bem como os elementos AL, que são indicados da Tabela 6 da norma, que não possuem inversão de sinal da tensão, a largura efetiva (b_{ef}) é calculada pelas Equações 8 e 9.

$$b_{ef} = b \quad \text{para } \lambda_p \leq 0,673 \quad (8)$$

$$b_{ef} = b \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) / \lambda_p \quad \text{para } \lambda_p > 0,673 \quad (9)$$

Já para elementos AL que possuem inversão de sinal da tensão, a largura efetiva é calculada pela Equações 10 e 11.

$$b_{ef} = b_c \quad \text{para } \lambda_p \leq 0,673 \quad (10)$$

$$b_{ef} = b_c \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) / \lambda_p \quad \text{para } \lambda_p > 0,673 \quad (11)$$

Onde:

b_c é a largura da região comprimida do elemento.

Segundo Silva *et al.* (2014), deve-se observar que o centro geométrico da seção efetiva não coincide com o centro geométrico da seção bruta, devido a retirada de parte da largura. Isso, faz com que a coordenada da fibra mais solicitada se modifique, afetando o cálculo do W_{ef} .

A NBR 14762 (ABNT, 2010) não se aplica às fôrmas com enrijecedores intermediários. Por isso, para o cálculo das larguras efetivas, pode-se seguir a Norma Norte Americana, S136-07 (CSA, 2007).

Para elementos com um ou múltiplos enrijecedores intermediários (Figura 17) que estão submetidos à uma tensão de compressão uniforme, a norma americana define b_e como sendo a largura efetiva do elemento, dada pela Equação 12.

$$b_e = \rho \frac{A_g}{t} \quad (12)$$

onde:

A_g é a área bruta do elemento, incluindo enrijecedor;

t é a espessura do elemento;

ρ é o fator de redução, dado pelas Equações 13 e 14.

$$\rho = 1 \quad \text{para } \lambda \leq 0,673 \quad (13)$$

$$\rho = (1 - \frac{0,22}{\lambda})/\lambda \quad \text{para } \lambda > 0,673 \quad (14)$$

onde λ é a esbeltez reduzida, dada pela Equação 15.

$$\lambda = \sqrt{\frac{f}{F_{cr}}} \quad (15)$$

sendo:

f é a tensão de compressão no elemento;

F_{cr} é a tensão crítica de flambagem elástica, dada pela Equação 16.

$$F_{cr} = \frac{k(\pi^2 E)}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{t}{b_o} \right)^2 \quad (16)$$

onde:

t é a espessura do elemento;

E é o módulo de elasticidade do aço, 20.000 kN/cm²;

b_o é a largura total do elemento enrijecido, conforme Figura 17;

μ coeficiente de Poisson;

k é o coeficiente de flambagem do elemento, dado pela Equação 17.

$$k = \min(Rk_d; k_{loc}) \quad (17)$$

onde:

R é fator de modificação, calculado por meio das Equações 18 e 19.

$$R = 2 \quad \text{quando } b_o/h < 1 \quad (18)$$

$$R = \frac{11 - b_o/h}{5} \geq \frac{1}{2} \quad \text{quando } b_o/h \geq 1 \quad (19)$$

k_d é o coeficiente de flambagem para a flambagem distorcional;

k_{loc} é o coeficiente de flambagem para a flambagem local;

Para casos em que os enrijecedores são idênticos e igualmente espaçados, os coeficientes k_d e k_{loc} são calculados conforme Equação 20 e 21.

$$k_{loc} = 4(n + 1)^2 \quad (20)$$

sendo:

n é o número de enrijecedores intermediários;

$$k_d = \frac{(1 + \beta^2) + \gamma(1 + n)}{\beta^2(1 + \delta(n + 1))} \quad (21)$$

onde:

$$\delta = \frac{A_s}{b_o t} \quad (22)$$

$$\gamma = 10,92 \frac{I_{sp}}{b_o t^3} \quad (23)$$

$$\beta = (1 + \gamma(n + 1))^{\frac{1}{4}} \quad (24)$$

sendo:

A_s é a área do enrijecedor intermediário;

I_{sp} é o momento de inércia do enrijecedor intermediário em relação ao centroide da parte plana do elemento;

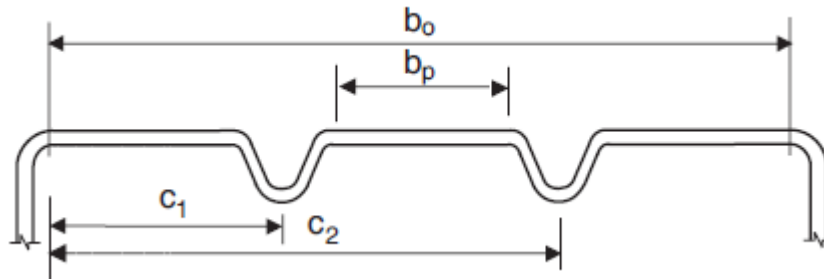


Figura 17: Largura total do elemento enrijecido
Fonte: S136-07 (CSA, 2007)

Já para elementos com um ou múltiplos enrijecedores intermediários que estão submetidos a um gradiente de tensão (Figura 18), a norma americana S136-07 (CSA 2007) define b_e como sendo a largura efetiva do elemento, dado pelas Equações 25 e 26.

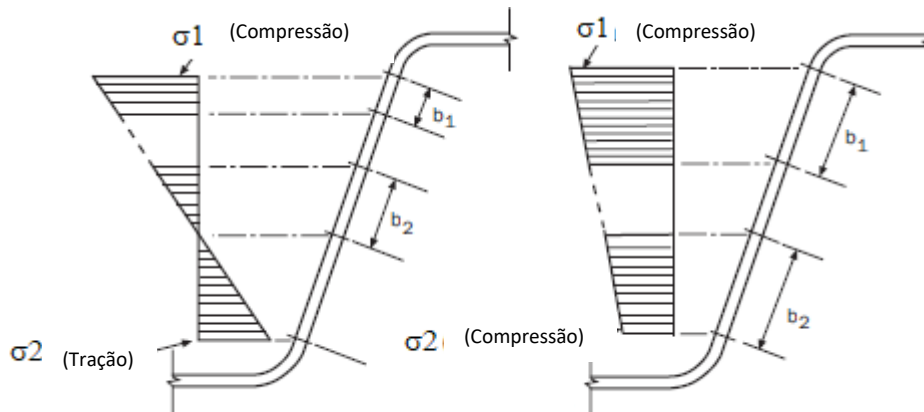


Figura 18: Gradiente de tensão
Fonte: Adaptado de S136-07 (CSA, 2007)

$$b_e = w \quad \text{quando } \lambda \leq 0,673 \quad (25)$$

$$b_e = \rho w \quad \text{quando } \lambda > 0,673 \quad (26)$$

onde:

w é a largura inclinada do elemento, como mostra a Figura 19;

ρ é o fator de redução, dado pela Equação 27.

$$\rho = (1 - \frac{0,22}{\lambda})/\lambda \quad (27)$$

onde:

λ é a esbeltez reduzida, dada pela Equação 28.

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma_1}{F_{cr}}} \quad (28)$$

onde:

σ_1 é a tensão de compressão, conforme Figura 18;

F_{cr} é a tensão crítica de flambagem elástica, conforme Equação 29.

$$F_{cr} = \frac{k(\pi^2 E)}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{t}{w}\right)^2 \quad (29)$$

k é o coeficiente de flambagem do elemento, dado pela Equação 30.

$$k = 4 + 2(1 + \psi)^3 + 2(1 + \psi) \quad (30)$$

onde:

$$\psi = \left| \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right| \quad (31)$$

em que:

σ_1 , σ_2 são as tensões de compressão e tração aplicadas no elemento, conforme a Figura 18;

As parcelas da largura efetiva, b_1 e b_2 , como mostra a Figura 18, são dadas pelas Equações 32 à 36.

Para $h_0/b_0 \leq 4$:

$$b_1 = b_e / (3 + \psi) \quad (32)$$

$$b_2 = b_e / 2, \text{ quando } \psi > 0,236 \quad (33)$$

$$b_2 = b_e - b_1, \text{ quando } \psi \leq 0,236 \quad (34)$$

Para $h_o/b_o > 4$:

$$b_1 = b_e / (3 + \psi) \quad (35)$$

$$b_2 = b_e / (1 + \psi) - b_1 \quad (36)$$

onde:

h_o é a altura total do elemento, conforme Figura 20;

b_o é a largura total do elemento sob compressão, conforme Figura 20.

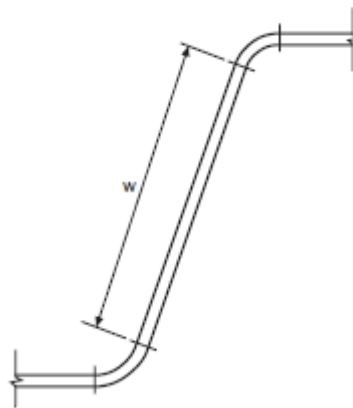


Figura 19: Largura inclinada do elemento
Fonte: S136-07 (CSA, 2007)

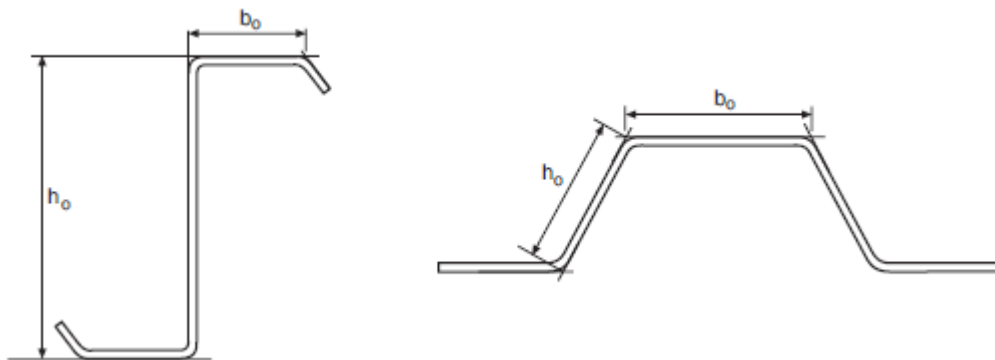


Figura 20: Altura e Largura totais do elemento
Fonte: S136-07 (CSA, 2007)

(ii) Flambagem lateral com torção (FLT)

Segundo Silva *et al.* (2014), a flambagem lateral com torção ocorre em vigas que estão submetidas à flexão, ocasionada pela instabilidade global da viga não contida lateralmente.

A configuração da viga após sofrer FLT é formada por um deslocamento lateral, causada pela perda de estabilidade; por uma flecha, em função do carregamento; e por um ângulo, ocasionado pela torção envolvida no fenômeno, como mostra a Figura 21, abaixo.

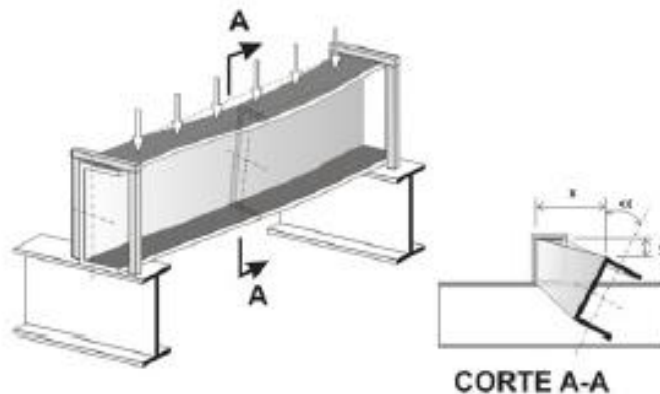


Figura 21: Configuração da FLT

Fonte: Silva *et al.* (2014)

No entanto, como o objeto de estudo trata-se de uma fôrma de aço com baixa altura e largura considerável, possuindo continuidade lateralmente (como mostra a Figura 22), esse estado limite torna-se não aplicável.



Figura 22: Fôrma de aço

Fonte: Arcelor Mittal Perfilor <https://perfilor.com.br/produtos/polydeck59s>

(iii) Flambagem distorcional da seção

Conforme Carvalho *et al.* (2020), a flambagem por distorção caracteriza-se por um abaulamento da alma e consequente rotação das mesas do perfil, como mostra a Figura 23, abaixo.

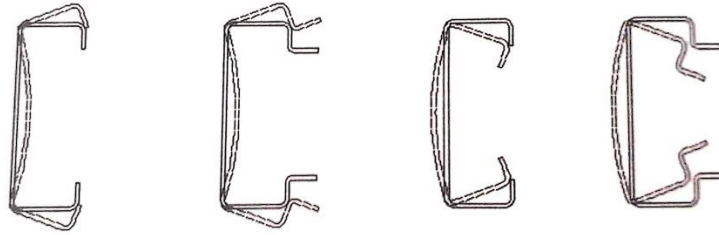


Figura 23: Flambagem distorcional
Fonte: Carvalho *et al.* (2020)

Para barras com seção transversal aberta sujeitas à flambagem distorcional, o momento fletor resistente de cálculo deve ser calculado, conforme a NBR 14762 (ABNT, 2010), pela Equação 37.

$$M_{Rd} = \frac{\chi_{dist} W f_y}{\gamma} \quad (37)$$

onde:

χ_{dist} é o fator de redução do momento resistente, associado à flambagem distorcional, calculado pelas Equações 38 e 39.

$$\chi_{dist} = 1 \quad \text{Para } \lambda_{dist} \leq 0,673 \quad (38)$$

$$\chi_{dist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}}\right) \left(\frac{1}{\lambda_{dist}}\right) \quad \text{Para } \lambda_{dist} > 0,673 \quad (39)$$

λ_{dist} é o índice de esbeltez reduzido referente à flambagem distorcional, dado pela Equação 40.

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{W f_y}{M_{dist}}\right)^{0,5} \quad (40)$$

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, o qual deve ser calculado com base na análise de estabilidade elástica.

2.3.2.3.2 Momento fletor resistente pelo MRD

A NBR 14762 (ABNT, 2010), em seu anexo C, apresenta as formulações para o dimensionamento de perfis formados a frio pelo MRD para barras submetidas à flexão simples.

Para obter o momento fletor resistente característico M_{Rk} , conforme a NBR 14762 (ABNT, 2010), deve-se tomar o menor valor entre:

- (i) o valor característico do momento fletor resistente associado à flambagem global, M_{Re} ;
- (ii) o valor característico do momento fletor resistente associado à flambagem local, M_{Rl} ;
- (iii) o valor característico do momento fletor resistente associado à flambagem distorcional, M_{Rdist} ;

A seguir, serão apresentadas as formulações para o cálculo de cada momento, mencionado acima.

(i) Flambagem lateral com torção

Como trata-se de uma forma de aço com baixa altura e largura considerável, esse estado limite torna-se não aplicável, como explicado anteriormente.

(ii) Flambagem Local

$$M_{Rl} = W f_y \quad \text{Para } \lambda_l \leq 0,776 \quad (41)$$

$$M_{Rl} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_l^{0,8}} \right) \frac{W f_y}{\lambda_l^{0,8}} \quad \text{Para } \lambda_l > 0,776 \quad (42)$$

sendo:

$$\lambda_l = \left(\frac{W f_y}{M_l} \right)^{0,5} \quad (43)$$

em que:

M_{Rl} é o valor característico do momento fletor resistente, associado à flambagem local;

M_l é o momento fletor de flambagem local elástica;

λ_l é o índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local;

(iii) Flambagem Distorcional

$$M_{Rdist} = W f_y \quad \text{Para } \lambda_{dist} \leq 0,673 \quad (44)$$

$$M_{Rdist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}^{0,8}} \right) \frac{W f_y}{\lambda_{dist}^{0,8}} \quad \text{Para } \lambda_{dist} > 0,673 \quad (45)$$

sendo:

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{W f_y}{M_{dist}} \right)^{0,5} \quad (46)$$

em que:

M_{Rdist} é o valor característico do momento fletor resistente, associado à flambagem distorcional;

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

λ_{dist} é o índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional;

M_{dist} é o momento fletor de flambagem distorcional elástica.

Para obter o momento fletor de flambagem local elástica (M_l) e o momento fletor de flambagem distorcional elástica (M_{dist}), basta seguir as Equações 47 e 48:

$$M_l = F_{C,l} \times W f_y \quad (47)$$

$$M_{dist} = F_{C,dist} \times W f_y \quad (48)$$

Em que:

$F_{C,l}$ é o fator de carga local, extraído do CUFSM;

$F_{C,dist}$ é o fator de carga distorcional, extraído do CUFSM.

2.3.2.3.3 Força cortante

Além do momento fletor, a laje também é submetida ao esforço cortante, a qual também deve ser verificada, conforme a NBR 14762 (ABNT, 2010). Assim, a força cortante resistente de cálculo de cada alma do perfil, V_{Rd} , é calculada pelas Equações 49 ao 51:

$$V_{Rd} = \frac{0,6 f_y h t}{\gamma} \quad \text{para } \frac{h}{t} \leq 1,08 \left(\frac{E k_v}{f_y} \right)^{0,5} \quad (49)$$

$$V_{Rd} = \frac{0,65 t^2 (E k_v f_y)^{0,5}}{\gamma} \quad \text{para } 1,08 \left(\frac{E k_v}{f_y} \right)^{0,5} < \frac{h}{t} \leq 1,4 \left(\frac{E k_v}{f_y} \right)^{0,5} \quad (50)$$

$$V_{Rd} = \frac{0,905 E k_v t^3}{h \gamma} \quad \text{para } \frac{h}{t} > 1,4 \left(\frac{E k_v}{f_y} \right)^{0,5} \quad (51)$$

onde:

t é a espessura da alma;

h é a largura da alma (altura da parte plana da alma);

k_v é o coeficiente de flambagem local por cisalhamento, dado pelas Equações 52 e 53.

a) para alma sem enrijecedores transversais, ou para $a/h > 3$:

$$k_v = 5,0 \quad (52)$$

b) para alma com enrijecedores transversais:

$$k_v = 5 + \frac{5}{\left(\frac{a}{h}\right)^2} \quad (53)$$

Como o *steel deck* não possuem enrijecedores transversais, o K_v adotado neste trabalho será 5,0.

2.3.2.4 Verificação dos estados limites de serviço

Segundo a NBR 14762 (ABNT, 2010), as condições usuais referentes aos estados-limites de serviço são expressas por desigualdades, conforme Equação 54.

$$S_{er} \leq S_{lim} \quad (54)$$

Onde:

S_{er} representa os valores dos efeitos estruturais de interesse, obtidos com base nas combinações de serviço das ações;

S_{lim} representa os valores-limites adotados para esses efeitos, fornecidos no Anexo A, da norma, para o caso dos deslocamentos.

2.3.2.4.1. Deslocamento pelo MLE

Conforme NBR 14762 (ABNT, 2010), o cálculo dos deslocamentos em barras com seções transversais constituídas por elementos esbeltos deve ser feito por aproximações sucessivas, considerando a redução de sua rigidez associada à flambagem local. Para isso, devem ser calculadas as larguras efetivas dos elementos da seção transversal que se encontrem totalmente ou parcialmente submetidos a tensões normais de compressão, conforme o cálculo do esforço resistente, substituindo λ_p por λ_{pd} , dado pela Equação 55.

$$\lambda_{pd} = \frac{\frac{b}{t}}{0,95 \left(\frac{kE}{\sigma_n}\right)^{0,5}} \quad (55)$$

onde:

k é o coeficiente de flambagem local do elemento;

σ_n é a máxima tensão normal de compressão, calculada para a seção transversal efetiva e considerando as combinações de ações para os estados limites de serviço.

Já pela Norma Norte Americana, basta substituir f por f_d , onde f_d é a tensão de compressão no elemento considerando as combinações de ações para os estados limites de serviço.

2.3.2.4.2. Deslocamento pelo MRD

De acordo com a NBR 14762 (ABNT, 2010), o cálculo de deslocamentos em barras submetidas à flexão deve ser feito considerando um momento de inércia efetivo da seção I_{ef} , dado pela Equação 56.

$$I_{ef} = I_g \left(\frac{M_{Rser}}{M_n} \right) \leq I_g \quad (56)$$

onde:

M_n é o momento fletor solicitante calculado considerando as combinações de ações para os estados limites de serviço;

M_{Rser} é o momento fletor resistente, substituindo Wf_y por M_n ;

I_g é o momento de inércia da seção bruta.

3 DIMENSIONAMENTO DA FÔRMA POLYDECK 59S®

No capítulo 2, foram apresentadas as formulações de cálculo fornecidas pelas normas brasileira e norte americana. Vale ressaltar que o dimensionamento realizado neste trabalho utilizou formulações da norma norte americana apenas para o cálculo da largura efetiva dos elementos do perfil Polydeck 59S®, necessária para o cálculo do momento fletor resistente referente ao início do escoamento da seção efetiva, assim como para o cálculo do deslocamento, ambos pelo MLE.

Para o cálculo do momento fletor resistente referente à flambagem distorcional, pelo MLE, bem como os cálculos do momento fletor resistente referente à flambagem local e deslocamento, pelo MRD, seguiu-se as normas brasileiras.

O perfil formado a frio dimensionado, denominado Polydeck 59S®, possuía a seguinte geometria, como mostra a Figura 24 e Figura 25. Contudo, para o dimensionamento desse perfil, considerou-se apenas uma unidade de repetição (Figura 26).

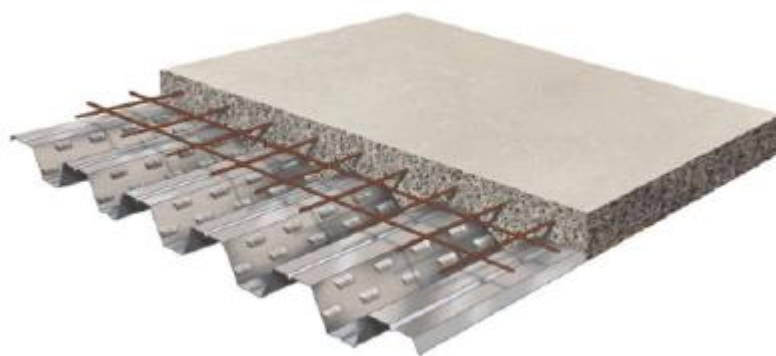


Figura 24: Perfil Polydeck 59S®
Fonte: Manual Geral de Dimensionamento - Polydeck 59S

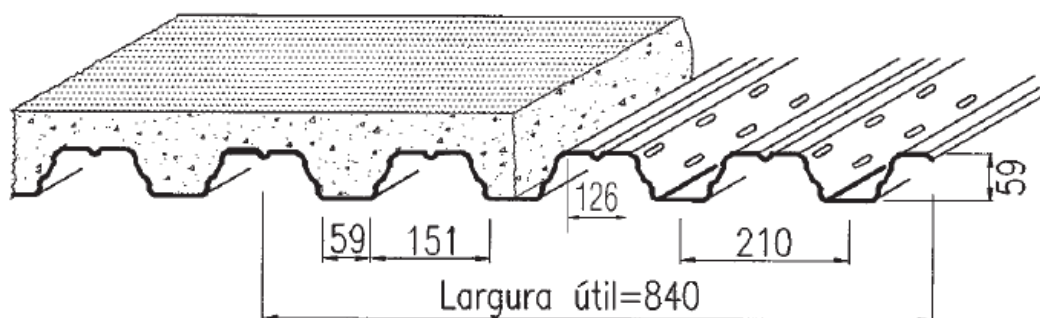


Figura 25: Características geométricas do perfil Polydeck 59S®
Fonte: Manual Geral de Dimensionamento - Polydeck 59S

Para o dimensionamento desse perfil, adotou-se uma laje mista de aço e concreto, biapoiada (vão de 2 m), cuja altura total foi de 120 mm, utilizando o perfil Polydeck 59S® (aço estrutural ZAR 280) de espessura 0,8 mm, Figura 26. Obteve-se os momentos resistentes e solicitantes de cálculo e deslocamentos aplicando os dois métodos (MLE e MRD), assim como o esforço cortante resistente e solicitante. Por fim, realizou-se as verificações.

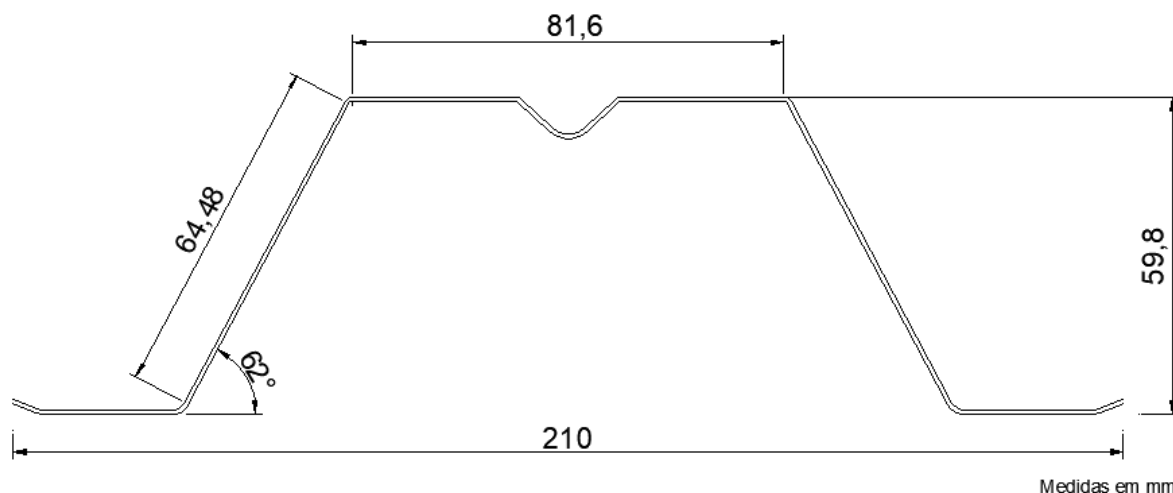


Figura 26: Geometria do perfil Polydeck 59S – espessura 0,8 mm
Fonte: Autora (2021)

3.1 MOMENTO FLETOR POSITIVO (ELU-M)

A seguir, são apresentados os cálculos realizados de momento fletor resistente positivo do perfil submetido à flexão simples, pelo MLE e MRD. Posteriormente, apresenta-se o cálculo do momento fletor positivo máximo solicitante e, em seguida, a verificação se o perfil atende ou não atende às condições impostas (cargas de construção juntamente com o concreto fresco).

3.1.1 Momento fletor resistente de cálculo pelo MLE

O momento fletor resistente deve ser tomado como sendo o menor valor entre: o momento fletor resistente referente ao início do escoamento da seção efetiva e o momento fletor resistente referente à flambagem distorcional.

3.1.1.2 Momento fletor resistente referente ao início do escoamento da seção efetiva

a) Cálculo do momento de inércia do enrijecedor intermediário:

Para o cálculo do momento de inércia do enrijecedor, separam-se dois elementos: um setor circular (em verde) e dois retângulos inclinados (em azul), como mostra a Figura 27, abaixo:

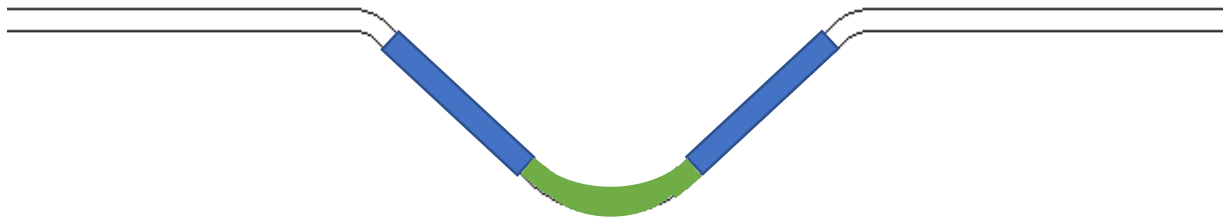


Figura 27: Elementos do enrijecedor intermediário
Fonte: Autora (2021)

a.1) Setor circular:

Algumas propriedades do setor circular (Figura 28), são:

	$A = \alpha R^2 \quad (57)$ $I_y = \frac{R^4}{4} (\alpha + \text{sen}\alpha \cos\alpha) \quad (58)$ $\bar{X} = \frac{2R \text{sen}\alpha}{3\alpha} \quad (59)$ $\bar{Y} = 0 \quad (60)$
--	---

Figura 28: Propriedades do setor circular
Fonte: Autora (2021)

As propriedades do enrijecedor serão obtidas fazendo uma subtração das áreas, como mostra a Figura 29, abaixo:

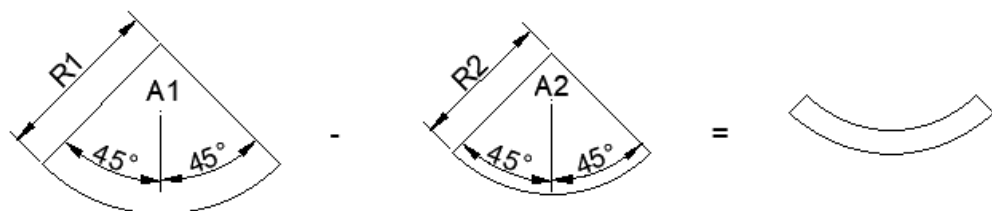


Figura 29: Subtração de áreas do setor circular
Fonte: Autora (2021)

$$\alpha(rad) = \alpha(^{\circ}) \times \frac{\pi}{180} = 45^{\circ} \times \frac{\pi}{180} = 0,79$$

Cálculo das áreas:

$$\text{Área 1: } A_1 = R_1^2 \times \alpha = 4,8^2 \times 0,79 = 18,10 \text{ mm}^2$$

$$\text{Área 2: } A_2 = R_2^2 \times \alpha = 4,0^2 \times 0,79 = 12,57 \text{ mm}^2$$

Cálculo das posições dos centroides das áreas:

$$\bar{X}_1 = \frac{2R_1 \text{sen} \alpha}{3\alpha} = \frac{2(4,8)(\text{sen } 0,79)}{3(0,79)} = 2,88 \text{ mm}$$

$$\bar{X}_2 = \frac{2R_2 \text{sen} \alpha}{3\alpha} = \frac{2(4,0)(\text{sen } 0,79)}{3(0,79)} = 2,40 \text{ mm}$$

A área do setor circular resultante é:

$$A_1 - A_2 = 18,10 - 12,57 = 5,53 \text{ mm}^2$$

Os momentos de inércia em relação ao eixo y (Figura 29) de cada área, são:

$$I_1 = \frac{R_1^4}{4} (\alpha + \text{sen} \alpha \cos \alpha)$$

$$I_1 = \frac{4,8^4}{4} (0,79 + \text{sen } 0,79 \times \cos 0,79) = 170,59 \text{ mm}^4$$

$$I_2 = \frac{R_2^4}{4} (\alpha + \text{sen} \alpha \cos \alpha)$$

$$I_2 = \frac{4,0^4}{4} (0,79 + \text{sen } 0,79 \times \cos 0,79) = 82,27 \text{ mm}^4$$

Assim, tem-se o momento de inércia do setor circular resultante em relação ao eixo y:

$$I_1 - I_2 = 88,32 \text{ mm}^4$$

No entanto, deseja-se obter o momento de inércia do setor circular resultante em torno do eixo que passa pela mesa, I' :

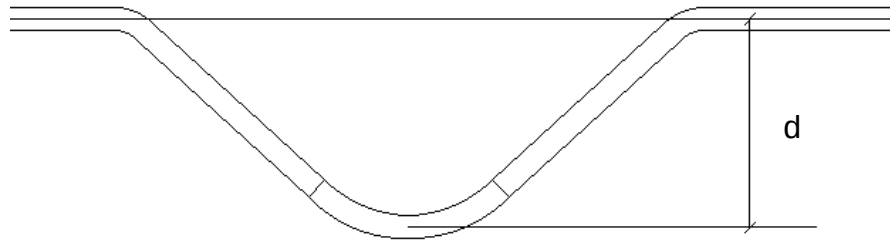


Figura 30: Distância do centroide do setor circular resultante à mesa
Fonte: Autora (2021)

A distância do centroide (Figura 30) do setor circular resultante à mesa, d , é:

$$d = \frac{\sum x_i A_i}{\sum A_i} = \frac{(2,61 + 2,88) \times 18,10 - (2,61 + 2,40) \times 12,57}{18,10 - 12,57} = 6,6 \text{ mm}$$

$$I' = (I_1 - I_2) + (A_1 - A_2) \times d^2 = 88,32 + 5,53 \times 6,6^2 = 329,14 \text{ mm}^4$$

a.2) Retângulo inclinado:

Dados adotados:

$$L = 7,79 \text{ mm}$$

$$d = 3,08 \text{ mm}$$

$$t = 0,8 \text{ mm}$$

$$\alpha = 42^\circ$$

$$\alpha = 42 \times \frac{\pi}{180} = 0,733 \text{ rad}$$

$$A = 7,79 \times 3,08 = 6,23 \text{ mm}^2$$

$$I = t \times \frac{L^3}{12} \cos^2 \alpha = 0,8 \times \frac{7,79^3}{12} \cos^2 0,733 = 17,40 \text{ mm}^4$$

Momento de inércia dos dois triângulos em torno do eixo que passa pela mesa:

$$I'' = 2 \times (I + Ad^2) = 2 \times (17,40 + 6,23 \times 3,08^2) = 153 \text{ mm}^4$$

Momento de inércia final do enrijecedor:

$$I_{sp} = I' + I'' = 329,14 + 153 = 482 \text{ mm}^2 = 0,0482 \text{ cm}^2$$

b) Cálculo da largura efetiva da MESA, por iteração:

Vale lembrar que ao se retirar parte dos elementos (mesa e alma), é necessário fazer o rebaixamento do centroide, visto que houve perda de área do perfil como um todo. Assim, deve-se realizar iterações, quantas forem necessárias, até o centroide do perfil convergir.

Dados adotados:

$$f_y = 28 \text{ kN/cm}^2 (\text{ZAR 280})$$

$$n = 1 \text{ enrijecedor intermediário}$$

$$A_s = 25 \times 0,8 = 20 \text{ mm}^2 = 0,20 \text{ cm}^2$$

$$b_o = 8,16 \text{ cm}$$

$$t = 0,08 \text{ cm}$$

$$h = 5,9 \text{ cm}$$

$$y_G = 2,66 \text{ cm}$$

$$b_g = 8,66 \text{ cm}$$

$$A_g = 8,66 \times 0,08 = 0,69 \text{ cm}^2$$

$$A = 2,28 \text{ cm}^2$$

$$dist = 2,66 - \left(\frac{0,08}{2} \right) = 2,62 \text{ cm}$$

$$\delta = \frac{A_s}{b_o t} = \frac{0,20}{8,16 \times 0,08} = 0,31$$

$$\gamma = 10,92 \frac{I_{sp}}{b_o t^3} = 10,92 \times \left(\frac{0,0482}{8,16 \times 0,08^3} \right) = 126$$

$$\beta = (1 + \gamma(n + 1))^{\frac{1}{4}} = (1 + 126(1 + 1))^{\frac{1}{4}} = 3,99$$

$$k_d = \frac{(1 + \beta^2) + \gamma(1 + n)}{\beta^2(1 + \delta(n + 1))} = \frac{(1 + 3,99^2) + 126(1 + 1)}{3,99^2(1 + 0,31(1 + 1))} = 20,97$$

$$k_{loc} = 4(1 + 1)^2 = 16$$

$$\frac{b_o}{h} = \frac{8,16}{5,9} = 1,38 > 1$$

$$R = \frac{11 - \frac{b_o}{h}}{5} = \frac{11 - 1,38}{5} = 1,92$$

$$k = \min(Rk_d; k_{loc}) = \min(1,92 \times 20,97; 16) = \min(40,34; 16) = 16$$

$$F_{cr} = \frac{k(\pi^2 E)}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{t}{b_o} \right)^2 = \frac{16(\pi^2 20000)}{12(1 - 0,3^2)} \left(\frac{0,08}{8,16} \right)^2 = 27,8 \text{ kN/cm}^2$$

1ª iteração:

$$y_G = 2,66 \text{ cm} < \frac{h}{2} = \frac{5,9}{2} = 2,95 \text{ cm}$$

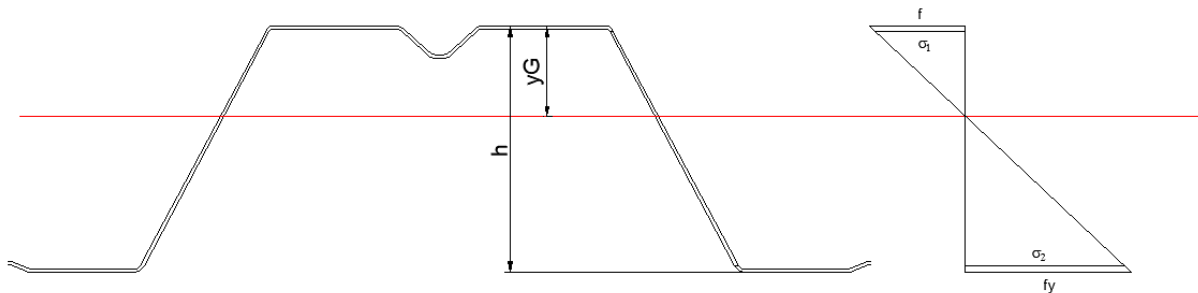


Figura 31: Centroide acima da metade da altura do perfil
Fonte: Autora (2021)

Como o centroide está acima da metade da altura do perfil (Figura 31), a máxima tensão ocorre na mesa inferior. Assim, a tensão na mesa superior, f , é:

$$\frac{f_y}{h - y_G} = \frac{f}{y_G} \Rightarrow f = \frac{f_y}{h - y_G} \times y_G = \frac{28}{5,9 - 2,66} \times 2,66 = 22,9 \text{ kN/cm}^2$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{f}{F_{cr}}} = \sqrt{\frac{22,9}{27,8}} = 0,90$$

Como $\lambda > 0,673$:

$$\rho = \frac{1 - \frac{0,22}{\lambda}}{\lambda} = \frac{1 - \frac{0,22}{0,90}}{0,90} = 0,84$$

$$b_{ef,mesa} = \rho \frac{A_g}{t} = 0,84 \times \frac{0,69}{0,08} = 7,24 \text{ cm}$$

Como houve retirada de parte da mesa, é necessário rebaixar o centroide fazendo mais iterações até o centroide convergir.

$$A_{ret,mesa} = (b_g - b_{ef,mesa})t = (8,66 - 7,24) \times 0,08 = 0,11 \text{ cm}^2$$

$$A_{ef,atual} = A - A_{ret,mesa} = 2,28 - 0,11 = 2,17 \text{ cm}^2$$

$$\frac{A_{ret,mesa}}{A_{ef,atual}} = \frac{y}{dist} \Rightarrow y = \frac{A_{ret,mesa}}{A_{ef,atual}} \times dist = \frac{0,11}{2,17} \times 2,62 = 0,13 \text{ cm}$$

$$y_{G,atual} = y_G + y = 2,66 + 0,13 = 2,79 \text{ cm}$$

$$teste: \frac{y_{G,atual}}{y_{G,anterior}} = \frac{2,79}{2,66} = 1,05$$

2ª iteração:

$$y_{G,atual} = 2,79 \text{ cm}$$

$$y_G = 2,79 \text{ cm} < \frac{h}{2} = \frac{5,9}{2} = 2,95 \text{ cm}$$

Como o centroide está acima da metade da altura do perfil, a máxima tensão ocorre na mesa inferior. Assim, a tensão na mesa superior, f , é:

$$\frac{f_y}{h - y_G} = \frac{f}{y_G} \Rightarrow f = \frac{f_y}{h - y_G} \times y_G = \frac{28}{5,9 - 2,79} \times 2,79 = 25,12 \text{ kN/cm}^2$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{f}{F_{cr}}} = \sqrt{\frac{25,12}{27,8}} = 0,950$$

Como $\lambda > 0,673$:

$$\rho = \frac{1 - \frac{0,22}{\lambda}}{\lambda} = \frac{1 - \frac{0,22}{0,95}}{0,95} = 0,81$$

$$b_{ef,mesa} = \rho \frac{A_g}{t} = 0,81 \times \frac{0,69}{0,08} = 6,99 \text{ cm}$$

$$A_{ret,mesa} = (b_g - b_{ef,mesa})t = (8,66 - 6,99) \times 0,08 = 0,13 \text{ cm}^2$$

$$A_{ef,atual} = A - A_{ret,mesa} = 2,28 - 0,13 = 2,15 \text{ cm}^2$$

$$\frac{A_{ret,mesa}}{A_{ef,atual}} = \frac{y}{dist} \Rightarrow y = \frac{A_{ret,mesa}}{A_{ef,atual}} \times dist = \frac{0,13}{2,15} \times 2,62 = 0,16 \text{ cm}$$

$$y_{G,atual} = y_G + y = 2,66 + 0,16 = 2,82 \text{ cm}$$

$$\text{teste: } \frac{y_{G,atual}}{y_{G,anterior}} = \frac{2,82}{2,80} = 1,007 \therefore \text{Convergiu!}$$

O novo centroide do perfil, devido a retirada de parte da mesa, é:

$$y_{G,atual} = 2,82 \text{ cm}$$

c) Cálculo da largura efetiva da ALMA, por iteração:

Como o novo centroide $y_{G,atual} = 2,82 \text{ cm} < \frac{h}{2} = \frac{5,9}{2} = 2,95 \text{ cm}$, calcula-se as tensões σ_1 e σ_2 na alma do perfil:

Dados:

$$r_i = R(1 - \cos\alpha) = 1,2(1 - \cos 62^\circ) = 0,64 \text{ mm} = 0,064 \text{ cm}$$

$$f_y = 28 \text{ kN/cm}^2$$

$$b_o(\text{alma}) = 8,404 \text{ cm}$$

$$w = 6,45 \text{ cm}$$

$$h_o = 6,74 \text{ cm}$$

$$\alpha = 62^\circ$$

$$\frac{\sigma_1}{f_y} = \frac{y_G - t - r_i}{y_G} \Rightarrow \sigma_1 = \frac{y_G - t - r_i}{y_G} \times f_y = -\frac{2,82 - 0,08 - 0,064}{2,82} \times 28 \Rightarrow$$

$$\sigma_1 = -26,57 \text{ kN/cm}^2 (\text{compressão})$$

$$\frac{\sigma_2}{f_y} = \frac{h - y_G - t - r_i}{y_G} \Rightarrow \frac{h - y_G - t - r_i}{y_G} \times f_y = \frac{5,9 - 2,82 - 0,08 - 0,064}{2,82} \times 28 \Rightarrow$$

$$\sigma_2 = 29,15 \text{ kN/cm}^2 (\text{tração})$$

$$\psi = \left| \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right| = \left| \frac{29,15}{-26,57} \right| = 1,097$$

$$k = 4 + 2(1 + \psi)^3 + 2(1 + \psi) = 4 + 2(1 + 1,097)^3 + 2(1 + 1,097) = 26,63$$

$$F_{cr} = \frac{k(\pi^2 E)}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 = \frac{26,63(\pi^2 20000)}{12(1 - 0,3^2)} \left(\frac{0,08}{6,45} \right)^2 = 74,05 \text{ kN/cm}^2$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma_1}{F_{cr}}} = \sqrt{\frac{26,57}{74,05}} = 0,599 < 0,673$$

$$\rho = 1$$

$\therefore$ não se retira parte da alma, e a alma é toda efetiva

$$b_{ef,alma} = \rho w = 1 \times 6,45 = 6,45 \text{ cm}$$

d) Cálculo das propriedades efetivas do perfil:

Dados adotados:

$$d_1 = 2,66 - \frac{0,08}{2} = 2,62 \text{ cm}$$

$$d_2 = 2,66 - \left(\frac{0,08}{2} + 0,064 + \frac{1,448}{\text{sen}1,12} + \frac{0}{2\text{sen}1,12} \right) = 0,94 \text{ cm}$$

$$y_{G,atual} = 2,82 \text{ cm}$$

$$y_{G,inicial} = 2,66 \text{ cm}$$

$$A = 2,28 \text{ cm}^2$$

$$I = 11,58 \text{ cm}^4$$

$$\alpha_{alma} = 1,12 \text{ rad}$$

$$\text{largura de uma onda} = 210 \text{ mm}$$

Largura da parte a retirar da MESA:

$$l_{ret}^{mesa} = b_g - b_{ef,mesa} = 8,66 - 6,99 = 1,67 \text{ cm}$$

$$A_{ret}^{mesa} = 1,67 \times 0,08 = 0,133 \text{ cm}^2$$

Momento de inércia da parte a retirar da MESA em relação ao eixo que passa pelo centroide inicial:

$$I_{ret}^{mesa} = \frac{l_{ret}^{mesa} t^3}{12} + A_{ret} d^2 = \frac{1,67 \times 0,08^3}{12} + 0,133 \times 2,62^2$$

$$I_{ret}^{mesa} = 0,91 \text{ cm}^4$$

Largura da parte a retirar da ALMA:

$$l_{ret}^{alma} = w - b_{ef,alma} = 6,45 - 6,45 = 0$$

$$A_{ret}^{alma} = 0 \times 0,08 = 0$$

Momento de inércia da parte a retirar da ALMA em relação ao eixo que passa pelo centroide inicial:

$$I_{ret}^{alma} = \frac{t(l_{ret}^{alma})^3}{12} \cos^2 \alpha + A_{ret} d^2 = 0,08 \times \frac{0^3}{12} \times \cos^2 1,12 + 0 \times 0,94^2 = 0$$

Momento de inércia da parte total a retirar em torno do eixo que passa pelo centroide inicial:

$$I_{ret} = I_{ret}^{mesa} + I_{ret}^{alma} = 0,91 + 0 = 0,91 \text{ cm}^4$$

Momento de inércia efetivo da seção em torno do eixo que passa pelo centroide inicial:

Dados:

$$I = 551500 \frac{\text{mm}^4}{\text{m}} = 551500 \times \frac{210}{1000} \times 10^{-4} = 11,58 \text{ cm}^4 \text{ por unidade de repetição}$$

$$I_{ef} = I - I_{ret} = 11,58 - 0,91 = 10,67 \text{ cm}^4$$

Momento de inércia da seção efetiva em torno do eixo que passa pelo centroide rebaixado:

$$A_{ef} = A - A_{ret}^{mesa} - A_{ret}^{alma} = 2,28 - 0,133 - 0 = 2,15 \text{ cm}^2$$

$$I_{ef,G} = I_{ef} - A_{ef} d^2 = 10,67 - 2,15 \times (2,82 - 2,66)^2 = 10,61 \text{ cm}^4$$

Módulo resistente efetivo referente à fibra mais solicitada (nesse caso, à tração):

$$W_{G,ef} = \frac{I_{ef,G}}{h - y_{G,atual}} = \frac{10,61}{5,9 - 2,82} = 3,44 \text{ cm}^3$$

$$M_{Rd,esc} = \frac{W_{G,ef} f_y}{1,1} = \frac{3,44 \times 28}{1,1} = 87,68 \text{ kNcm} = 87,68 \times 10^3 \times 10^{-2} \times \frac{1000}{210}$$

$$M_{Rd,esc} = 4175,24 \text{ Nm/m}$$

3.1.1.3 Momento fletor resistente referente à flambagem distorcional

O momento fletor resistente referente a flambagem distorcional, segundo a NBR 14762 (ABNT, 2010), deve ser calculada com base na análise de estabilidade elástica. Assim, utilizou-se a ferramenta CUFSM para esse fim. A Figura 32 apresenta a seção transversal do perfil submetida ao momento fletor positivo.

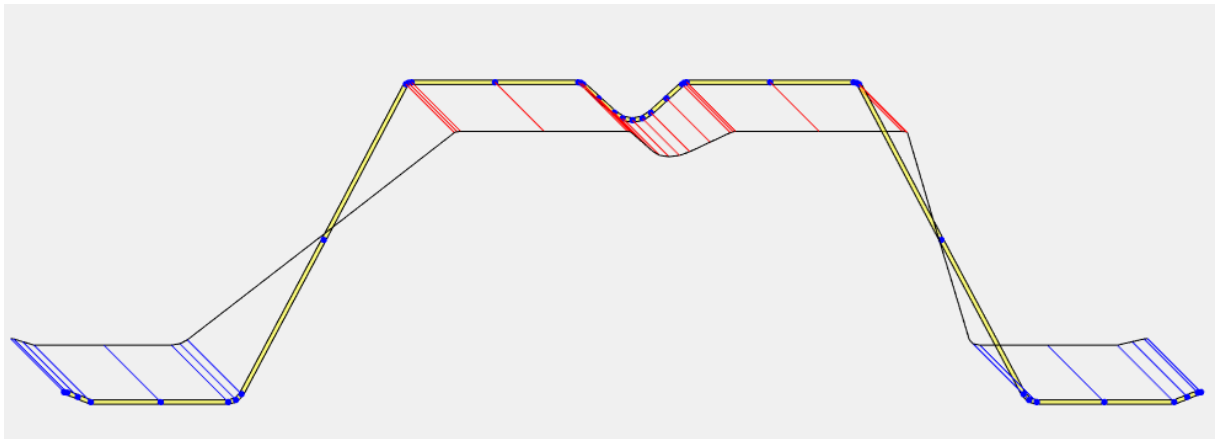


Figura 32: Seção transversal do perfil submetida ao momento fletor positivo
Fonte: CUFSM

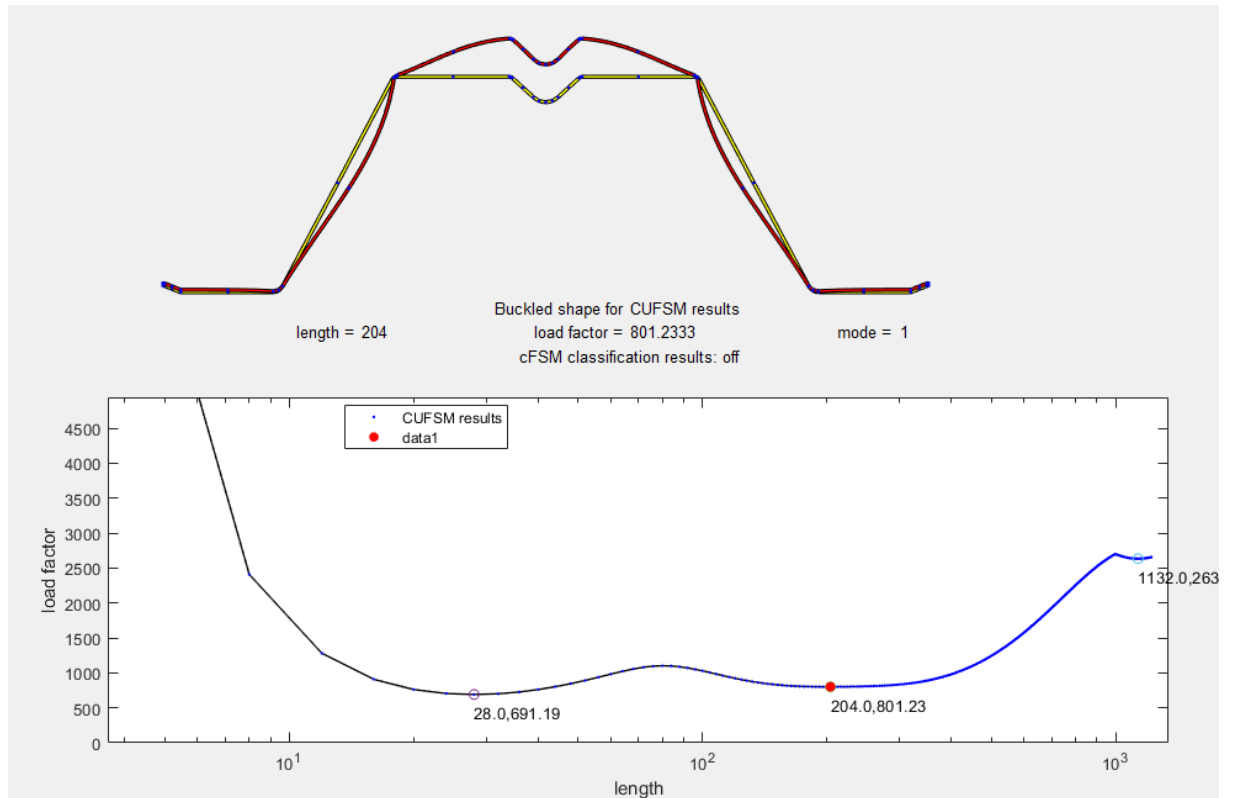


Figura 33: Tensão crítica de flambagem distorcional obtida do CUFSM
Fonte: CUFSM

Obteve-se a tensão crítica de flambagem distorcional do perfil utilizando o software CUFSM, conforme Figura 33:

$$\sigma_{dist} = 801,23 \text{ MPa} = 80,12 \text{ kN/cm}^2$$

$$E = 200\,000 \text{ MPa} = 20\,000 \text{ kN/cm}^2$$

$$f_y = 280 \text{ MPa} = 28 \text{ kN/cm}^2$$

$$W_{inf} = 17020 \text{ mm}^3/\text{m} = 17,02 \text{ cm}^3/\text{m}$$

$$\lambda_{dist} = \sqrt{\frac{Wf_y}{M_{dist}}} = \sqrt{\frac{Wf_y}{W\sigma_{dist}}} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{dist}}} = \sqrt{\frac{28}{80,12}} = 0,591 < 0,673$$

$$M_{Rk,dist} = Wf_y = 17,02 \times 28 = 476,56 \text{ kNcm/m}$$

$$M_{Rd,dist}^{MLE} = \frac{M_{Rk,dist}}{1,1} = \frac{476,56}{1,1} = 433,23 \text{ kNcm/m}$$

O momento resistente referente a flambagem distorcional pelo MLE, é:

$$M_{Rd,dist}^{MLE} = 4332,36 \text{ Nm/m}$$

3.1.1.4 Momento fletor resistente final

O momento resistente do perfil é tomado como sendo o menor entre os momentos calculados nos itens antecedentes. Assim,

$$M_{Rd}^{MLE} = \text{menor} (M_{Rd,esc}; M_{Rd,dist}^{MLE}) = (4175,24 ; 4332,36) = 4175,24 \text{ Nm/m}$$

3.1.2 Momento fletor resistente de cálculo pelo MRD

O momento fletor resistente deve ser tomado como sendo o menor valor entre: o momento fletor resistente referente à flambagem local e o momento fletor resistente referente à flambagem distorcional.

3.1.2.2 Momento fletor resistente referente à flambagem local

O momento fletor resistente referente a flambagem local, segundo a NBR 14762 (ABNT, 2010), deve ser calculada com base na análise de estabilidade elástica. Assim, utiliza-se a ferramenta CUFSM para esse fim.

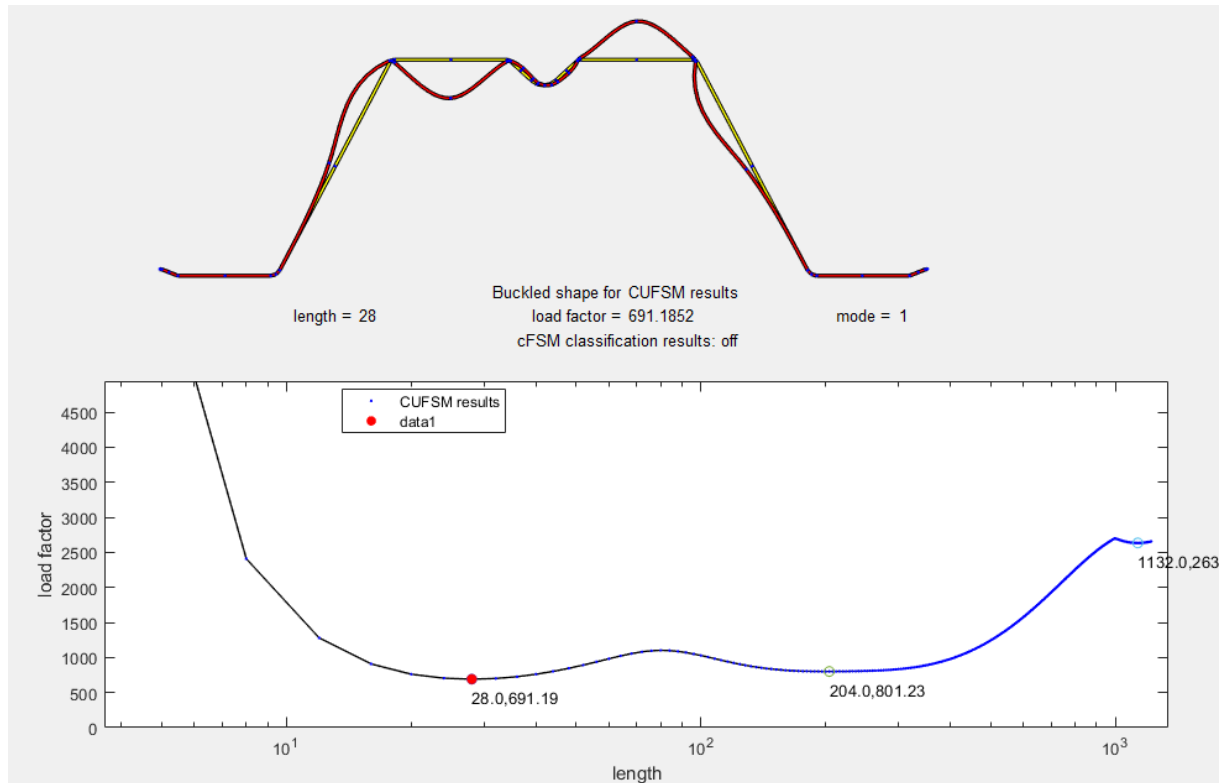


Figura 34: Tensão crítica de flambagem local obtido do CUFSM
Fonte: Autora (2021)

Obteve-se a tensão crítica de flambagem local do perfil utilizando o software CUFSM (Figura 34):

Dados:

$$\sigma_{local} = 691,19 \text{ MPa} = 69,12 \text{ kN/cm}^2$$

$$E = 200\,000 \text{ MPa} = 20\,000 \text{ kN/cm}^2$$

$$f_y = 280 \text{ MPa} = 28 \text{ kN/cm}^2$$

$$W_{inf} = 17020 \text{ mm}^3/\text{m} = 17,02 \text{ cm}^3/\text{m}$$

$$\lambda_{local} = \sqrt{\frac{W f_y}{M_{local}}} = \sqrt{\frac{W f_y}{W \sigma_{local}}} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{local}}} = \sqrt{\frac{28}{69,12}} = 0,636 < 0,776$$

$$M_{Rk,local} = W f_y = 17,02 \times 28 = 476,56 \text{ kNcm/m}$$

$$M_{Rd,local}^{MRD} = \frac{M_{Rk,local}}{1,1} = \frac{476,56}{1,1} = 433,23 \text{ kNcm/m}$$

O momento resistente referente a flambagem local pelo MRD, é:

$$M_{Rd,local}^{MRD} = 4332,36 \text{ Nm/m}$$

3.1.2.3 Momento fletor resistente referente à flambagem distorcional

O cálculo do momento fletor referente à flambagem distorcional pelo MRD é idêntico ao cálculo realizado pelo MLE, conforme item 3.1.1.3.

3.1.2.4 Momento fletor resistente final

O momento resistente do perfil é tomado como sendo o menor entre os momentos calculados nos itens antecedentes. Assim,

$$M_{Rd}^{MRD} = \text{menor} (M_{Rd,local}^{MRD}; M_{Rd,dist}^{MRD}) = (4332,36 ; 4332,36) = 4332,36 \text{ Nm/m}$$

3.1.3 Momento fletor solicitante

Primeiramente, deve-se levantar os carregamentos atuantes antes da cura do concreto: peso próprio da fôrma, peso próprio do concreto fresco (retirados do manual geral para dimensionamento do Polydeck 59S, onde considera a massa específica do concreto como sendo de 2400 kg/m³) e sobrecarga de construção.

a) Peso próprio da fôrma, PP_f :

$$PP_f = 9,14 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2} = 9,14 \times \frac{9,81}{1000}$$

$$PP_f = 0,09 \text{ kN/m}^2$$

b) Peso próprio do concreto fresco, PP_c :

$$PP_c = 2088 \frac{\text{N}}{\text{m}^2} = 2,088 \text{ kN/m}^2$$

c) Sobrecarga de construção, q :

$$q = 1 \text{ kN/m}^2$$

Obtém-se, então, o carregamento solicitante, por meio da combinação última de construção:

$$q_{u,const} = (1,15 \times 0,09) + (1,30 \times 2,088) + (1,30 \times 1)$$

$$q_{u,const} = 4,12 \text{ kN/m}^2$$

Como trata-se de uma laje biapoiada, o momento fletor solicitante de cálculo, M_{sd} , é:

$$M_{sd} = q_{u,const} \times \frac{L^2}{8} = 4,12 \times \frac{2^2}{8}$$

$$M_{sd} = 2,06 \text{ kNm/m}$$

$$M_{sd} = 2060 \text{ Nm/m}$$

3.1.4 Verificação

Para garantir a não ocorrência dos estados limites últimos e garantir a segurança durante a construção, é necessário que o momento fletor solicitante seja menor ou igual ao momento fletor resistente:

$$M_{Rd} \geq M_{sd}$$

Fazendo a verificação do momento resistente calculado pelo MLE, tem-se:

$$M_{Rd}^{MLE} = 4175,24 \text{ Nm/m} > M_{sd} = 2060 \text{ Nm/m} \therefore \text{OK!}$$

Índice de aproveitamento, i :

$$i = \frac{M_{sd}}{M_{Rd}^{MLE}} = \frac{2060}{4175,24} \times 100 = 49,34 \%$$

Fazendo a verificação do momento resistente calculado pelo MRD, tem-se:

$$M_{Rd}^{MRD} = 4332,36 \text{ Nm/m} > M_{sd} = 2060 \text{ Nm/m} \therefore \text{OK!}$$

Índice de aproveitamento, i :

$$i = \frac{M_{sd}}{M_{Rd}^{MRD}} = \frac{2060}{4332,36} \times 100 = 47,55 \%$$

3.2 ESFORÇO CORTANTE (ELU-V)

Além do momento fletor, gerado pelos carregamentos permanentes e sobrecargas de construção, também é gerado esforço cortante sobre a laje. A seguir, são calculados os esforços cortantes resistente e solicitante.

3.2.1 Esforço cortante resistente de cálculo

Dados adotados:

$$k_v = 5$$

$$h = 6,45 \text{ cm}$$

$$t = 0,08 \text{ cm}$$

Cálculo do primeiro parâmetro:

$$1,08 \left(\frac{Ek_v}{f_y} \right)^{0,5} = 1,08 \left(\frac{20000 \times 5}{28} \right)^{0,5} = 64,54$$

Cálculo do segundo parâmetro:

$$1,4 \left(\frac{Ek_v}{f_y} \right)^{0,5} = 1,4 \left(\frac{20000 \times 5}{28} \right)^{0,5} = 83,67$$

$$\frac{h}{t} = \frac{6,45}{0,08} = 80,6$$

Como $64,54 < 80,6 < 83,67$, então, o valor do esforço cortante resistente de cálculo para cada alma é:

$$V_{Rd} = \frac{0,65 t^2 (Ek_v f_y)^{0,5}}{1,1}$$

$$V_{Rd} = \frac{(0,65 \times 0,08^2 \times (20000 \times 5 \times 28)^{0,5})}{1,1}$$

$$V_{Rd} = 6,33 \text{ kN/alma}$$

O esforço cortante resistente de cálculo por largura unitária de fôrma, sendo que existem 8 almas distribuídas em uma largura útil da fôrma de 840 mm, conforme Figura 25, é:

$$V_{Rd} = 6,33 \times \frac{8}{0,84} = 60,28 \text{ kN/m}$$

3.2.2 Esforço cortante solicitante

Como trata-se de uma laje biapoiada, o esforço cortante solicitante de cálculo é:

$$V_{Sd,const} = q_{u,const} \times \frac{L}{2} = 4,12 \times \frac{2}{2} = 4,12 \text{ kN/m}$$

3.2.3 Verificação

Para garantir a segurança durante a construção, é necessário que o esforço cortante solicitante seja menor ou igual ao esforço cortante resistente:

$$V_{Rd} \geq V_{Sd}$$

$$60,28 > 4,12 \therefore OK!$$

Índice de aproveitamento, i :

$$i = \frac{V_{Sd}}{V_{Rd}} = \frac{4,12}{60,28} \times 100 = 6,83 \%$$

3.3 DESLOCAMENTO (ELS)

A seguir, apresenta-se os cálculos dos deslocamentos pelo MLE e MRD do exemplo proposto, assim como o deslocamento limite imposto pela NBR 14762 (ABNT, 2010).

3.3.1 Deslocamento pelo MLE

Para o cálculo do deslocamento pelo MLE, é necessário obter, primeiramente, o carregamento atuante, utilizando a combinação de serviço.

$$q_{s,const} = 1,00 \times 0,09 + 1,00 \times 2,088$$

$$q_{s,const} = 2,19 \text{ kN/m}^2$$

O momento fletor solicitante em serviço é:

$$M_n = q_{s,const} \times \frac{L^2}{8} = 2,19 \times \frac{2^2}{8} = 1,095 \text{ kNm/m}$$

$$M_n = 109,5 \text{ kN cm/m}$$

A tensão de serviço gerada pelo momento fletor solicitante em serviço, f_d , é:

Dados:

$$W_{sup} = 20730 \frac{\text{mm}^3}{\text{m}} = 20,73 \text{ cm}^3/\text{m} \text{ (em relação à fibra sob compressão).}$$

$$f_d = \frac{M_n}{W_{sup}} = \frac{109,5}{20,73} = 5,28 \text{ kN/cm}^2$$

A seguir, calcula-se as larguras efetivas dos elementos mesa e alma:

a) Largura efetiva da mesa:

Dados:

$$I_{sp} = 0,0482 \text{ cm}^2$$

$$F_{cr} = 27,8 \text{ kN/cm}^2$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{f_d}{F_{cr}}} = \sqrt{\frac{5,28}{27,8}} = 0,436$$

Como $\lambda < 0,673$:

$$\rho = 1$$

$$b_{ef,mesa} = \rho \frac{A_g}{t} = 1 \times \frac{0,69}{0,08} = 8,625 \text{ cm}$$

Como não houve retirada de parte da mesa, não é necessário rebaixar o centroide por meio de iterações.

b) Largura efetiva da alma:

Dados:

$$r_i = R(1 - \cos\alpha) = 1,2(1 - \cos 62^\circ) = 0,64 \text{ mm} = 0,064 \text{ cm}$$

$$y_G = 2,66 \text{ cm}$$

$$w = 6,45 \text{ cm}$$

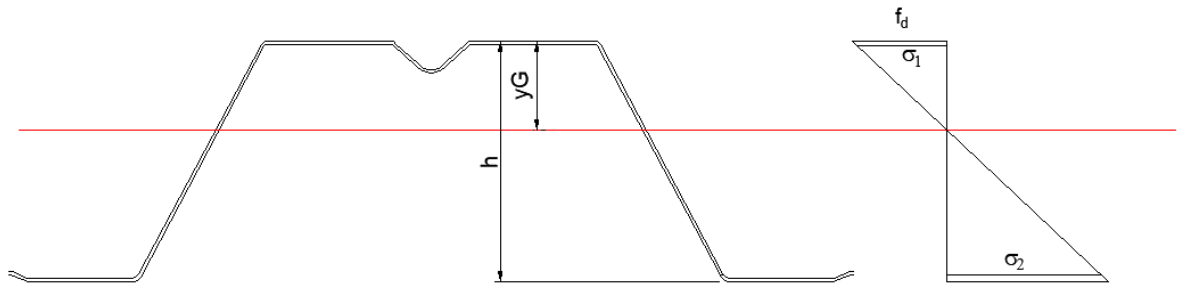


Figura 35: Tensões na alma do perfil
Fonte: Autora (2021)

As tensões na alma do perfil, conforme Figura 35, são:

$$\frac{\sigma_1}{f_d} = \frac{y_G - t - r_i}{y_G} \Rightarrow \sigma_1 = -\frac{y_G - t - r_i}{y_G} \times f_d = -\frac{2,66 - 0,08 - 0,064}{2,66} \times 5,28$$

$$\sigma_1 = -4,99 \text{ kN/cm}^2 (\text{compressão})$$

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_2}{f_d} &= \frac{h - y_G - t - r_i}{y_G} \Rightarrow \sigma_2 = \frac{h - y_G - t - r_i}{y_G} \times f_d \\ &= \frac{5,9 - 2,66 - 0,08 - 0,064}{2,66} \times 5,28 \end{aligned}$$

$$\sigma_2 = 6,15 \text{ kN/cm}^2 (\text{tração})$$

$$\psi = \left| \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right| = \left| \frac{6,15}{-4,99} \right| = 1,23$$

$$k = 4 + 2(1 + \psi)^3 + 2(1 + \psi) = 4 + 2(1 + 1,23)^3 + 2(1 + 1,23) = 30,64$$

$$F_{cr} = \frac{k(\pi^2 E)}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 = \frac{30,64(\pi^2 20000)}{12(1 - 0,3^2)} \left(\frac{0,08}{6,45} \right)^2 = 85,20 \text{ kN/cm}^2$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{f_d}{F_{cr}}} = \sqrt{\frac{5,28}{85,20}} = 0,249 < 0,673$$

$$\rho = 1$$

$\therefore$ não se retira parte alguma da alma, tornando a alma toda efetiva

$$b_{ef,alma} = \rho w = 1 \times 6,45 = 6,45 \text{ cm}$$

Como a mesa e a alma são totalmente efetivas, todo o perfil é efetivo. Então, o momento de inércia efetivo, I_{ef} é igual ao momento de inércia da seção bruta, I :

$$I_{ef} = I = 55,15 \text{ cm}^4/m$$

Assim, o deslocamento é dado por:

$$\delta = \frac{5qL^4}{384E_sI_{ef}} = \frac{5 \times 0,0219 \times 200^4}{384 \times 20000 \times 55,15} = 0,41 \text{ cm}$$

3.3.2 Deslocamento pelo MRD

Para o cálculo do deslocamento pelo MRD, é necessário obter, primeiramente, o carregamento atuante, utilizando a combinação de serviço.

$$q_{s,const} = 1,00 \times 0,09 + 1,00 \times 2,088$$

$$q_{s,const} = 2,19 \text{ kN/m}^2$$

O momento fletor solicitante em serviço é:

$$M_n = q_{s,const} \times \frac{L^2}{8} = 2,19 \times \frac{2^2}{8} = 1,095 \text{ kNm/m}$$

$$M_n = 109,5 \text{ kN cm/m}$$

Calcula-se, agora, o momento fletor resistente em serviço, $M_{R,ser}$, tomado como sendo o menor valor entre o momento referente à flambagem local e distorcional:

3.3.2.1 Momento fletor resistente referente à flambagem local

Dados adotados:

$$\sigma_{local} = 691,19 \text{ MPa} = 69,12 \text{ kN/cm}^2$$

$$E = 200\,000\text{ MPa} = 20\,000\text{ kN/cm}^2$$

$$f_y = 280\text{ MPa} = 28\text{ kN/cm}^2$$

$$W_{inf} = 17020\text{ mm}^3/\text{m} = 17,02\text{ cm}^3/\text{m}$$

$$\lambda_{local} = \sqrt{\frac{Wf_y}{M_{local}}} = \sqrt{\frac{M_n}{W\sigma_{local}}} = \sqrt{\frac{109,5}{17,02 \times 69,12}} = 0,305 < 0,673$$

$$M_{R,local} = M_n = 109,5\text{ kNcm/m}$$

3.3.2.2 Momento fletor resistente referente à flambagem distorcional

Dados adotados:

$$\sigma_{dist} = 801,23\text{ MPa} = 80,12\text{ kN/cm}^2$$

$$E = 200\,000\text{ MPa} = 20\,000\text{ kN/cm}^2$$

$$f_y = 280\text{ MPa} = 28\text{ kN/cm}^2$$

$$W_{inf} = 17020\text{ mm}^3/\text{m} = 17,02\text{ cm}^3/\text{m}$$

$$\lambda_{dist} = \sqrt{\frac{Wf_y}{M_{dist}}} = \sqrt{\frac{M_n}{W\sigma_{dist}}} = \sqrt{\frac{109,5}{17,02 \times 80,12}} = 0,283 < 0,673$$

$$M_{R,dist} = M_n = 109,5\text{ kNcm/m}$$

Assim,

$$M_{R,ser} = \text{menor}(M_{R,local}; M_{R,dist}) = (109,5; 109,5)$$

$$M_{R,ser} = 109,5\text{ kN cm/m}$$

Cálculo do momento de inércia efetivo, dado por:

Dados:

$$I = 551500\text{ mm}^4/\text{m} = 55,15\text{ cm}^4/\text{m}$$

$$I_{ef} = I \left(\frac{M_{Rser}}{M_n} \right) \leq I$$

$$I_{ef} = 55,15 \left(\frac{109,5}{109,5} \right)$$

$$I_{ef} = 55,15 \text{ cm}^4/m$$

Cálculo do deslocamento:

$$\delta = \frac{5qL^4}{384E_s I_{ef}} = \frac{5 \times 0,0219 \times 200^4}{384 \times 20000 \times 55,15}$$

$$\delta = 0,41 \text{ cm}$$

3.3.3 Deslocamento limite

$$\delta_{LIM} \leq \begin{cases} \frac{L}{180} = \frac{200}{180} = 1,11 \text{ cm} \\ 2 \text{ cm} \end{cases}$$

$$\delta_{LIM} = 1,11 \text{ cm}$$

3.3.4 Verificação

O deslocamento obtido deve ser menor que o deslocamento limite. Assim,

$$\frac{\delta}{\delta_{LIM}} \leq 1$$

Ambos os deslocamentos em serviço obtido pelo MLE e pelo MRD foram iguais a 0,41 cm. Então,

$$\frac{0,41}{1,11} = 0,37 \leq 1 \therefore OK!$$

A Tabela 1 apresenta o resumo dos resultados do dimensionamento do exemplo de aplicação. Observa-se que o perfil atende aos estados limites últimos e aos estados limites de serviço em ambos os métodos.

Dados adotados:				
Altura laje (mm)		120		
Espessura (mm)		0,8		
Vão (m)		2		
ELU - M				
Método utilizado	Momento Resistente (Nm/m)	Divergência (%)	Momento Solicitante (Nm/m)	Verificação:
MLE	4175,24	3,63%	2060	OK!
MRD	4332,36			OK!
ELS				
Método utilizado	Deslocamento obtido (cm)	Divergência (%)	Deslocamento limite (cm)	Verificação:
MLE	0,41	0%	1,11	OK!
MRD	0,41		1,11	OK!
ELU - V				
Esforço Cortante Resistente (N/m)	Esforço Cortante Solicitante (N/m)	Verificação		
60280	4120	OK!		

Tabela 1: Resumo dos resultados do exemplo de aplicação
Fonte: Autora (2021)

3.4 FERRAMENTA COMPUTACIONAL

Com o objetivo de tornar o dimensionamento do Polydeck 59S® prático e rápido, optou-se por desenvolver uma ferramenta computacional auxiliar, via VBA (*Visual Basic for Application*) do Excel, com o objetivo de realizar cálculos para o dimensionamento antes da cura, pelo MLE e MRD, para um sistema biapoiado.

Sua principal vantagem está na realização de cálculos referentes ao MLE, em virtude da necessidade de se fazer iterações e pelo grande volume de cálculo.

A ferramenta calcula o momento e o esforço cortante solicitantes baseados na carga atuante obtida por meio da combinação última de construção, levando em consideração o peso próprio da fôrma, concreto fresco e sobrecarga de construção de 1kN/m².

Já para o cálculo do deslocamento do perfil, a carga é obtida por meio da combinação de serviço, onde foi considerado somente cargas permanentes, sem ponderação.

A tela inicial da ferramenta, conforme apresentado na Figura 36, possui campos para inserção da espessura do Polydeck 59S® (podendo ser 0,8 mm, 0,95 mm ou 1,25 mm), altura total da laje e o comprimento do vão a serem adotados.

Dimensionamento antes da cura de laje mista biapoiada

UFES

Polydeck 59S®

59 151 126 210

Largura útil=840

Espessura:

- ☒ 0,8 mm
- ☐ 0,95 mm
- ☐ 1,25 mm

Altura total da laje (mm):

110
120
130
140
150
160
170
180

Comprimento do vão:

L = 2 m

Calcular

Figura 36: Tela inicial da ferramenta computacional
Fonte: Autora (2021)

Para obter os resultados basta clicar em “Calcular”. Assim, a ferramenta exibirá uma segunda tela, conforme pode ser visto na Figura 37.

A tela de resultados, além de apresentar os valores calculados e verificações, também exibe gráficos comparativos de momento resistente e deslocamento pelo MLE e MRD, conforme altura da laje, vão e espessura de fôrma inseridos. Basta clicar no botão “Gráfico Momento Resistente” ou “Gráfico Deslocamento”.



Figura 37: Tela de resultados da ferramenta computacional
Fonte: Autora (2021)

As Figura 36 e Figura 37 apresentam os dados adotados do exemplo de aplicação apresentado neste capítulo anterior, fazendo assim, a validação da ferramenta.

Cabe destacar que os valores obtidos no exemplo de aplicação e os valores obtidos da ferramenta não são exatamente iguais devido aos arredondamentos nos cálculos manuais.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

No capítulo 3, foi apresentado o dimensionamento completo do perfil Polydeck 59S® com espessura de 0,8 mm, utilizando o Método da Largura Efetiva (MLE) e o Método da Resistência Direta (MRD). O momento resistente e o deslocamento obtidos em cada método estão apresentados resumidamente na Tabela 2.

Método utilizado	Momento Resistente (Nm/m)	Deslocamento (cm)
MLE	4175,24	0,41
MRD	4332,36	0,41
Divergência (%)	3,62	0

Tabela 2: Momentos Resistentes e Deslocamentos obtidos pelo MLE e MRD

Fonte: Autora (2021)

Pode-se observar, pela Tabela 2 e pelas Figura 38 e Figura 39, que os resultados são próximos. A divergência entre o momento resistente obtido pelo MLE e pelo MRD foi apenas de 3,6%, enquanto que o deslocamento foi de 0% (pois não houve redução da inércia em ambos os métodos).

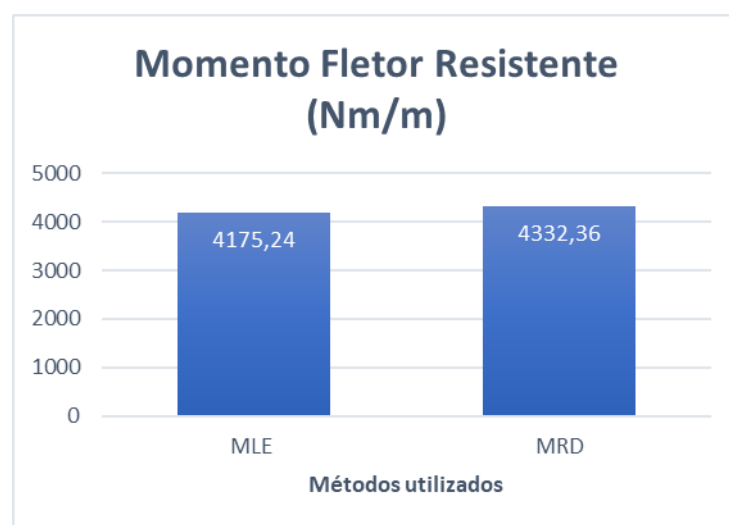


Figura 38: Momento fletor resistente do Polydeck 59S obtido pelo MLE e MRD

Fonte: Autora (2021)

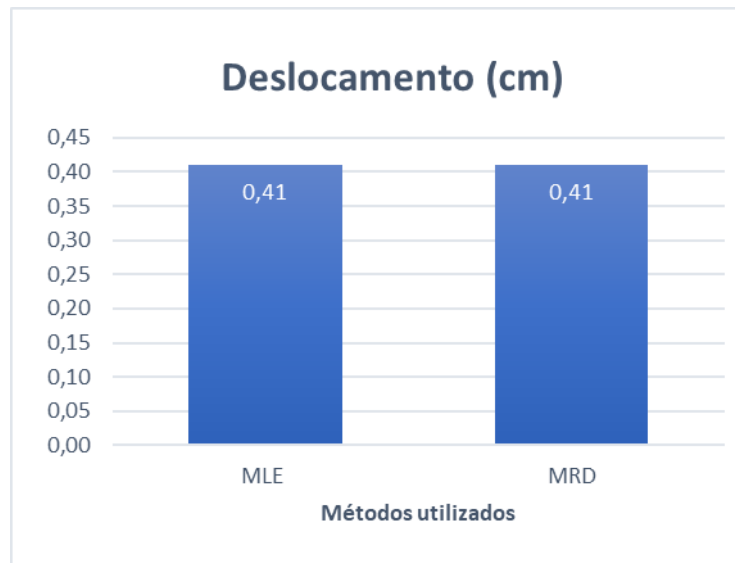


Figura 39: Deslocamento do Polydeck 59S obtido pelo MLE e MRD

Fonte: Autora (2021)

Com respeito aos estados limites governantes, nota-se que tanto no dimensionamento pelo MLE quanto pelo MRD, o início do escoamento da seção governou em ambos os casos. Isso significa que antes de iniciar algum modo de flambagem (seja local ou distorcional), a fibra extrema mais solicitada do perfil do exemplo proposto irá sofrer escoamento, em decorrência do vão reduzido em que a laje está apoiada.

Acerca do valor do momento resistente obtido do exemplo de aplicação, houve uma divergência de 7,8% e 4,4% em relação ao valor existente no manual de dimensionamento do Polydeck 59S (2000). Assim, pode-se observar, por meio da Figura 40, pouca divergência entre os resultados, mostrando eficiência dos métodos aplicados.

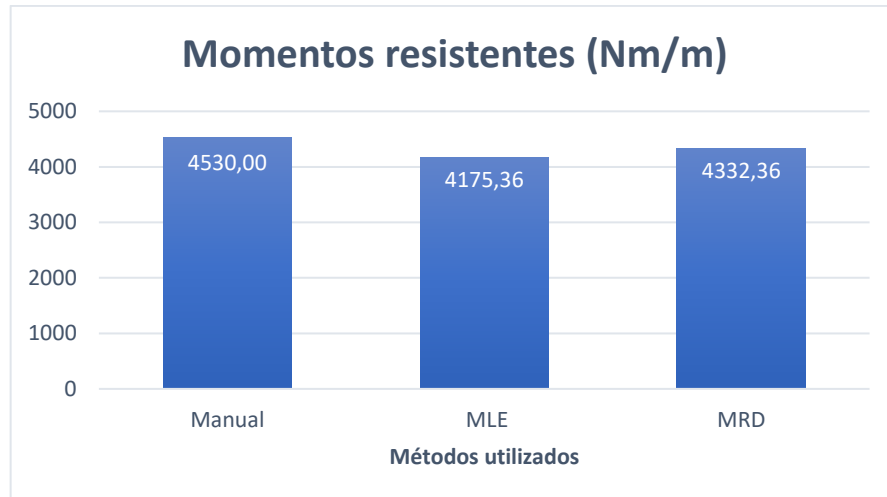


Figura 40: Comparativo entre os momentos resistentes
Fonte: Autora (2021)

Calculou-se, também, os momentos resistentes e deslocamentos pelo MLE e MRD para outras espessuras, alturas e vãos, por meio da ferramenta computacional desenvolvida neste trabalho. Os valores obtidos estão na Tabela 3 e Tabela 4.

Conforme Tabela 3 e Tabela 4, observou-se pouca divergência, o que indica uma boa concordância entre os métodos empregados, mostrando uma vantagem do MRD em relação ao MLE, visto que o segundo demanda um esforço maior devido ao grande volume de cálculos algébricos, decorrentes da determinação da seção efetiva junto às iterações. Além disso, o MRD possui melhor aplicabilidade em um grupo maior de seções transversais, o que estimula a otimização das mesmas, já que é possível desenhar qualquer geometria no software CUFSM e obter os valores críticos de forma rápida e prática. Por outro lado, a vantagem do MLE sobre o MRD é por ser um método mais conservador, como indica Carvalho *et al.* (2020) e evidenciada por meio dos resultados da ferramenta computacional.

Vale ressaltar a importância da abrangência na aplicação do MRD, em virtude da aplicabilidade de diversas geometrias nas mais variadas formas, pois os procedimentos das normas vigentes limitam as geometrias para o cálculo da largura efetiva. Neste trabalho, por exemplo, recorreu-se a norma norte americana em virtude da ausência, na norma brasileira, de procedimento de cálculo para obter a largura efetiva da mesa com enrijecedor intermediário.

Momento Fletor Resistente (Nm/m)				
Espessura (mm)	Método utilizado		Divergência entre MLE e MRD (%)	Manual
	MLE	MRD		
0,8	4198,59	4332,36	3,09%	4530
0,95	5806,89	5859,63	0,90%	6120
1,25	7078,56	7078,90	0,00%	7400

Tabela 3: Momentos resistentes para outras espessuras de fôrma
Fonte: Autora (2021)

Deslocamento (cm)			
Altura laje (mm)=	120	Vão (m)=	2
Espessura (mm)	Método utilizado		Divergência (%)
	MLE	MRD	
0,8	0,41	0,41	0,00%
0,95	0,30	0,30	0,00%
1,25	0,25	0,25	0,00%
Altura laje (mm)=	200	Vão (m)=	2
Espessura (mm)	Método utilizado		Divergência (%)
	MLE	MRD	
0,8	0,77	0,77	0,00%
0,95	0,57	0,57	0,00%
1,25	0,47	0,47	0,00%
Altura laje (mm)=	150	Vão (m)=	3
Espessura (mm)	Método utilizado		Divergência (%)
	MLE	MRD	
0,8	2,32	2,31	0,43%
0,95	1,72	1,72	0,00%
1,25	1,44	1,44	0,00%

Tabela 4: Deslocamentos para outras espessuras de fôrmas
Fonte: Autora (2021)

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 CONCLUSÕES

Este projeto de graduação propôs demonstrar e comparar dois métodos de dimensionamento antes da cura (Método da Largura Efetiva e Método da Resistência Direta) alternativos conforme a norma brasileira, NBR 14762 (ABNT, 2010), e norte americana, S136-07 (CSA, 2007).

O MLE, método consagrado, permite avaliar a possibilidade de flambagem em cada elemento constituinte da seção transversal de forma isolada, baseando-se no conceito de largura efetiva. Ao obter as larguras efetivas de cada elemento do perfil, o projetista está condicionado a realizar um grande volume de cálculo, uma vez que é preciso efetuar o rebaixamento do centro geométrico do perfil a cada retirada de largura, conforme demonstrado no exemplo de aplicação. Por fim, com a seção efetiva obtida, determinam-se as propriedades efetivas da seção transversal para obter o momento fletor resistente e deslocamento.

Como alternativa ao MLE, o MRD surge para simplificar e abranger o dimensionamento de diferentes tipos de perfis formados a frio. Enquanto que o MLE trabalha com propriedades efetivas, o MRD emprega diretamente as propriedades brutas do perfil, fazendo com que, no cálculo da resistência, não haja necessidade de determinar as propriedades efetivas e consequentemente realizar cálculos iterativos. Para aplicação do MRD, é necessário realizar a análise de estabilidade elástica dos perfis formados a frio, sendo esta realizada através do programa computacional CUFSM – *Finite Strip Method* – *Cornell University*, baseado no Método das Faixas Finitas.

Por meio do dimensionamento do exemplo de aplicação deste trabalho, ficou evidenciado uma boa concordância entre os métodos, visto que a divergência em relação ao momento resistente foi apenas de 3,6%. Além disso, também houve pouca divergência em relação ao momento resistente, fornecido pelo manual de dimensionamento do Polydeck 59S. Assim, tais resultados indicam que o MLE é mais conservador.

Vale ressaltar que a ferramenta computacional auxiliar, via VBA (*Visual Basic for Application*) do Excel que foi desenvolvida mostrou-se eficaz. Esta ferramenta auxiliou a realização dos cálculos para o dimensionamento antes da cura, pelo MLE e MRD,

para um sistema biapoiado tornando o dimensionamento do Polydeck 59S® prático e rápido.

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Por fim, como sugestão de trabalho futuro, propõe-se desenvolver novas geometrias para fôrmas de lajes mistas de aço e concreto que proporcione melhor desempenho, analisando teoricamente o comportamento da fôrma de aço de forma isolada, na fase de construção.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

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

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 16421: Telha-fôrma de aço colaborante para laje mista de aço e concreto – Requisitos e ensaios.** Rio de Janeiro, 2015.

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, 2008.

CARVALHO, P. R. M.; GRIGOLETTI, G.; BARBOSA, G. D. **Curso básico de perfis de aço formados a frio.** 3ª edição. Porto Alegre: [s. n.], 2020.

FAKURY, R. H.; SILVA, A. L. R. C.; CALDAS, R. B. **Dimensionamento de Elementos Estruturais de Aço e Mistos de Aço e Concreto.** São Paulo: Pearson Education do Brasil, 2016.

Forma de aço colaborante para lajes mistas Polydeck 59S. **Manual geral para dimensionamento.** Perfilor. São Paulo, 2000.

FURUKAWA, M. N.; JÚNIOR, E. C. M.; MARTINS, C. H. **Análise de estabilidade elástica de cantoneiras de abas iguais conectadas pelas abas.** Encontro Nacional de Produção Científica, 2019.

QUEIROZ, G.; PIMENTA, R. J.; MARTINS, A. G. M. **Estruturas Mistas - volume 1.** 2ª edição. Centro Brasileiro da Construção em Aço, Rio de Janeiro, 2012.

S136-07 (CSA, 2007). **North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members.** Canada, 2008.

SCHAFER, B. W. CUFSM 2.5 – *Users Manual na Tutorials*, disponível em www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm, 2001.

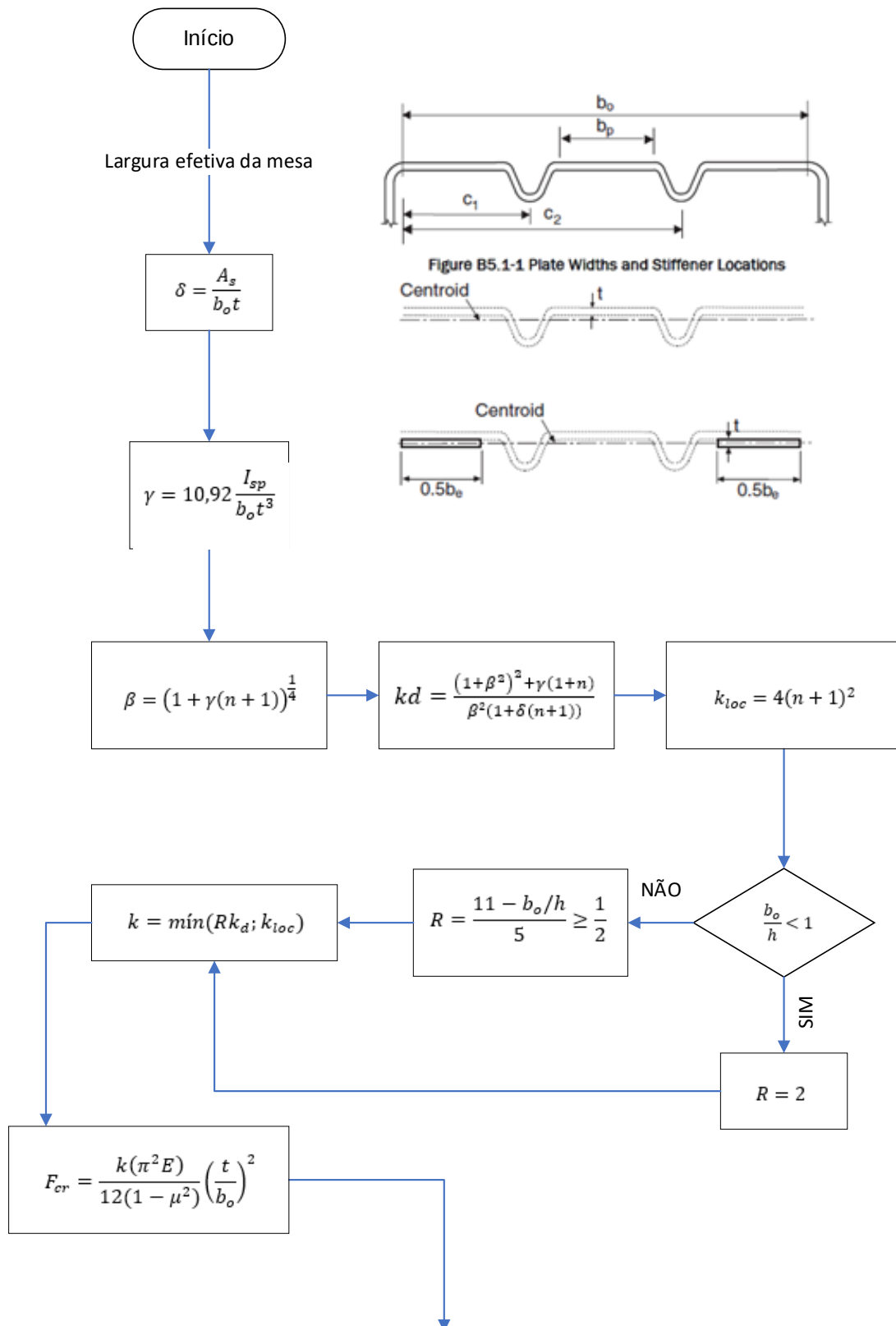
SCHAFER, B. W.; PEKOZ, T. **Direct strenght prediction of Cold-Formed Steel Members Using Numerical Elastic Buckling Solutions**, Thin-Walled Structures, Research and Development, Eds. Shanmugan, N. E, Liew, J. Y. R. e Thevendran, V., Elsevier, 1998.

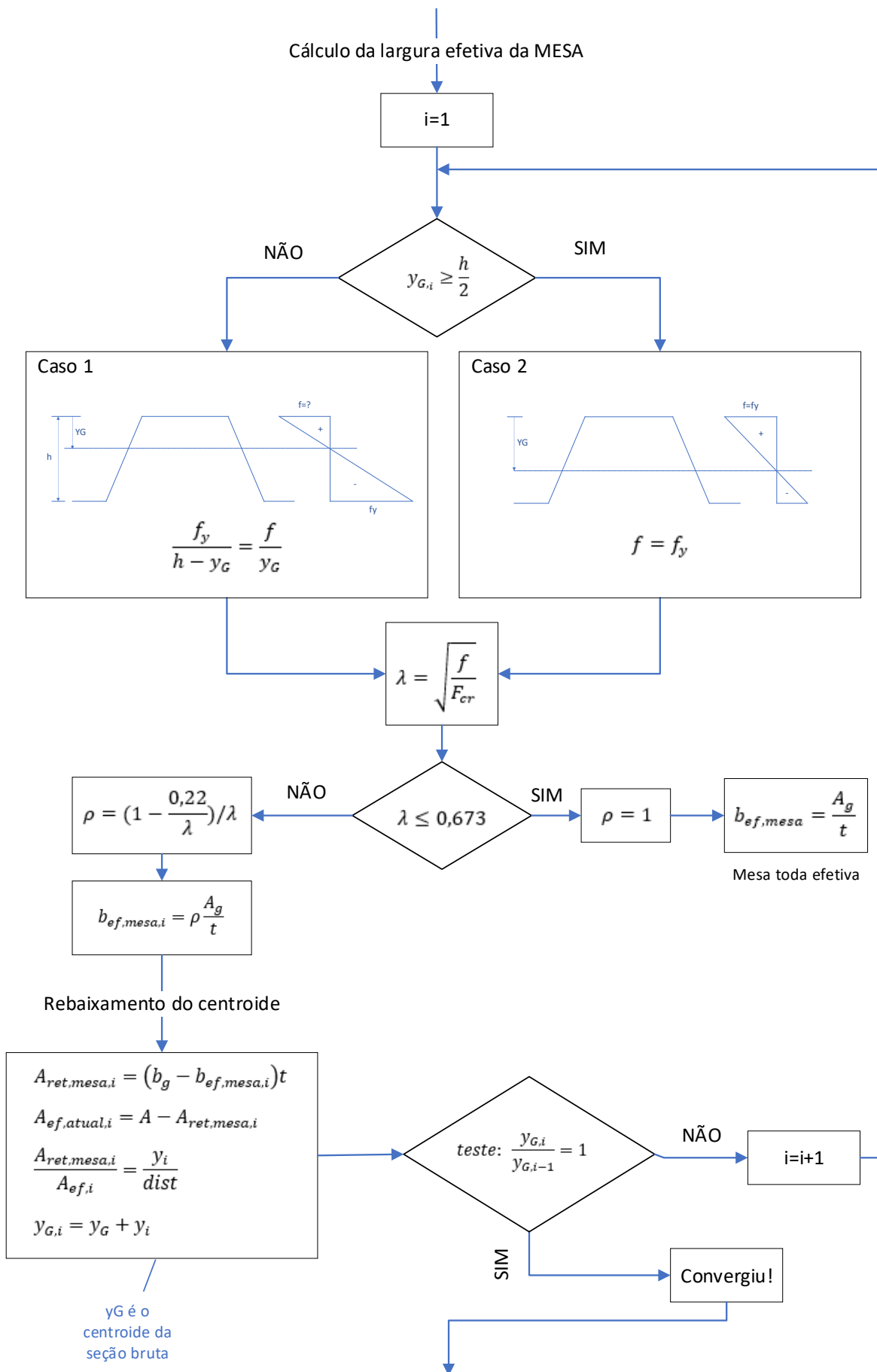
SILVA, E. L.; PIERIN, I.; SILVA, V. P. **Estruturas compostas por perfis formados a frio – Dimensionamento pelo método das larguras efetivas e aplicação conforme ABNT NBR 14762:2010 e ABNT NBR 6355:2012.** Centro Brasileiro da Construção em Aço, Rio de Janeiro, 2014.

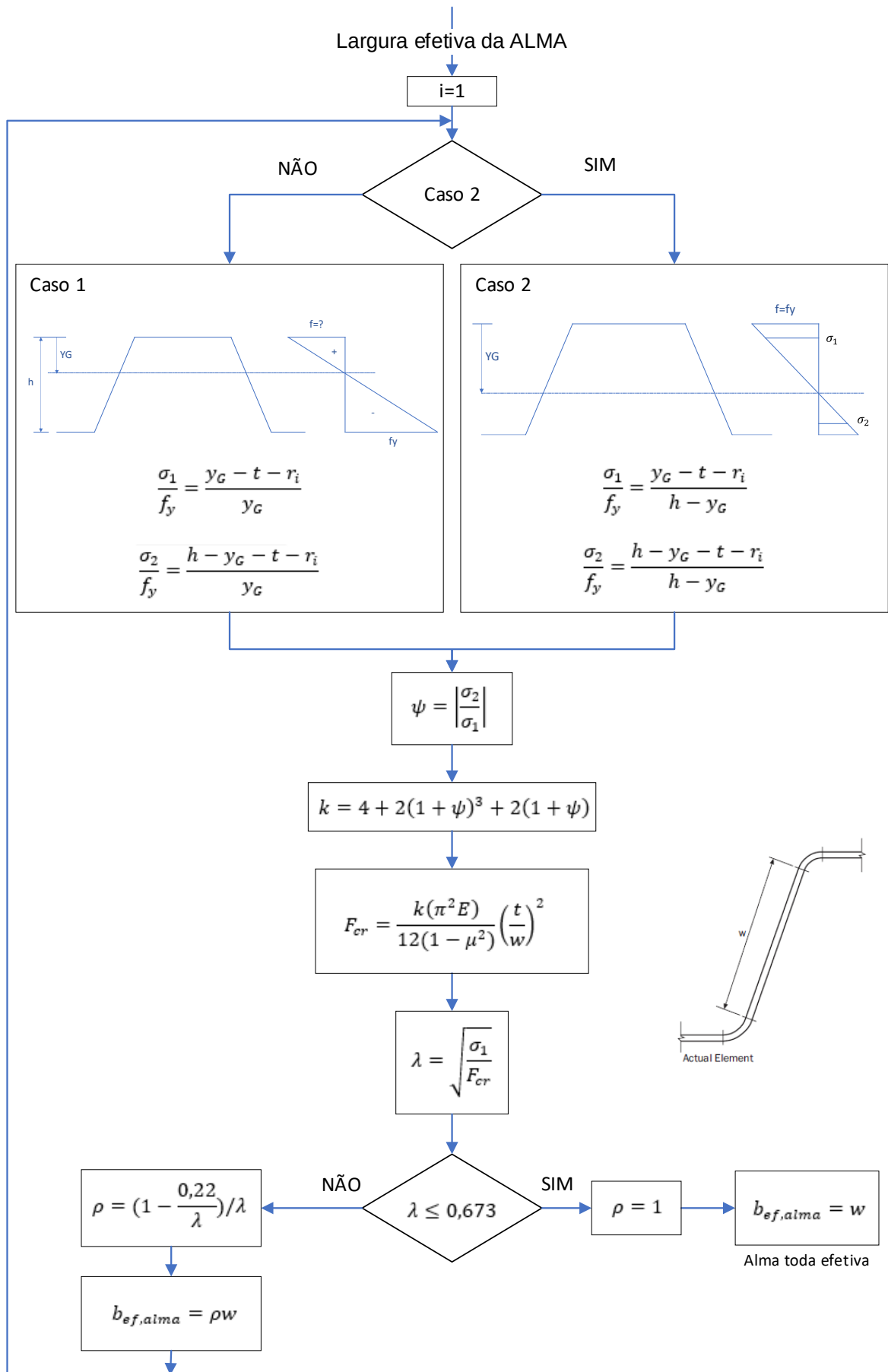
VIANNA, J. C. **Sistema de laje-mista para edificações residenciais com o uso de perfis embossados de chapa dobrada.** 2005. 189f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro.

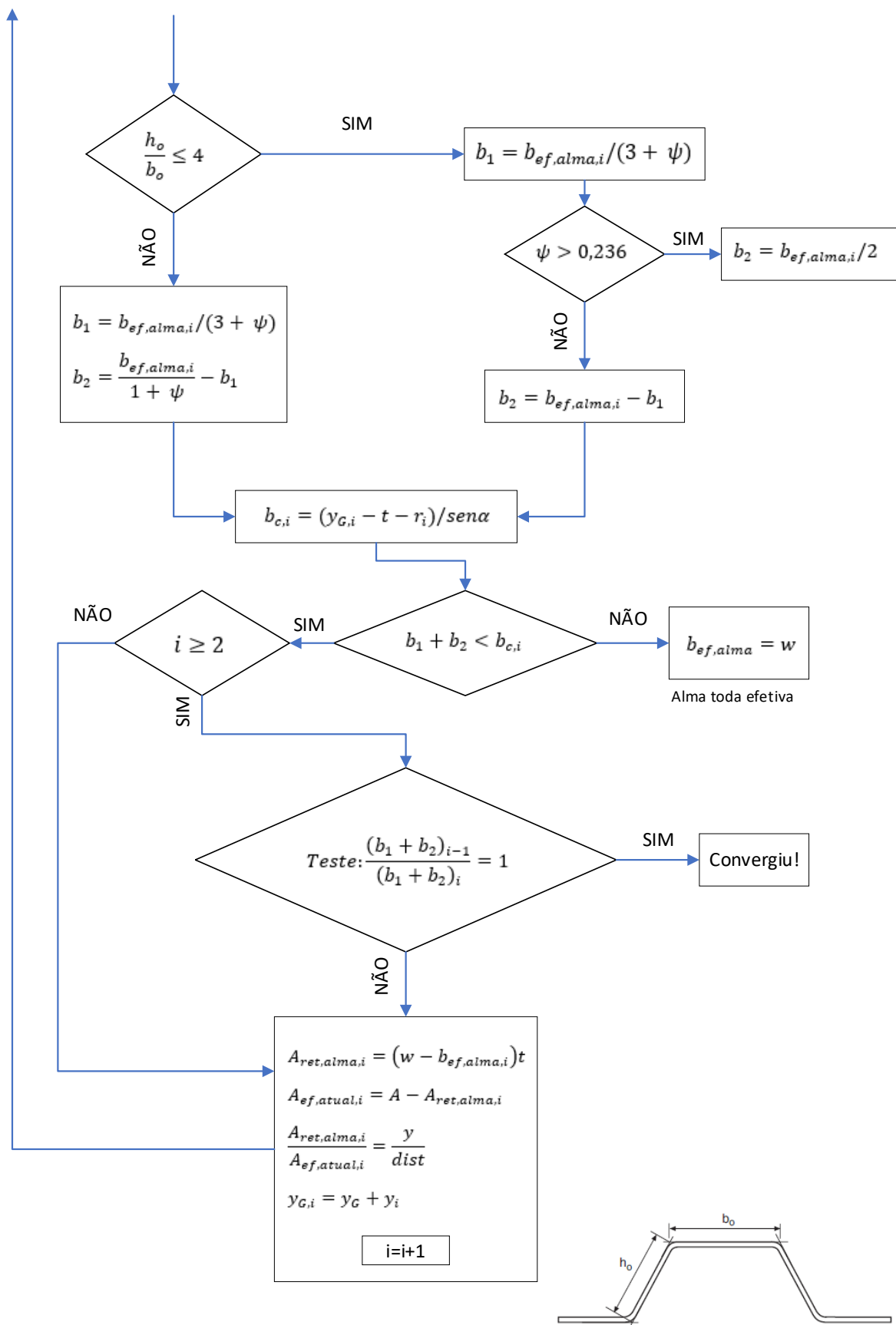
ANEXOS

ANEXO A: FLUXOGRAMA 1- CÁLCULO DA LARGURA EFETIVA (MLE)

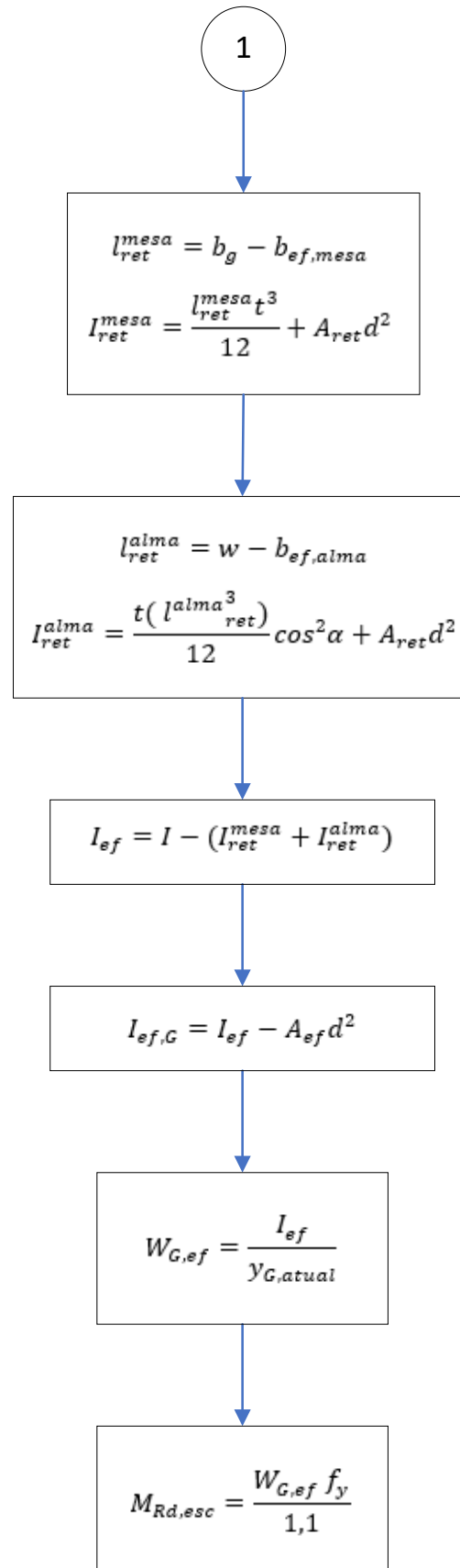




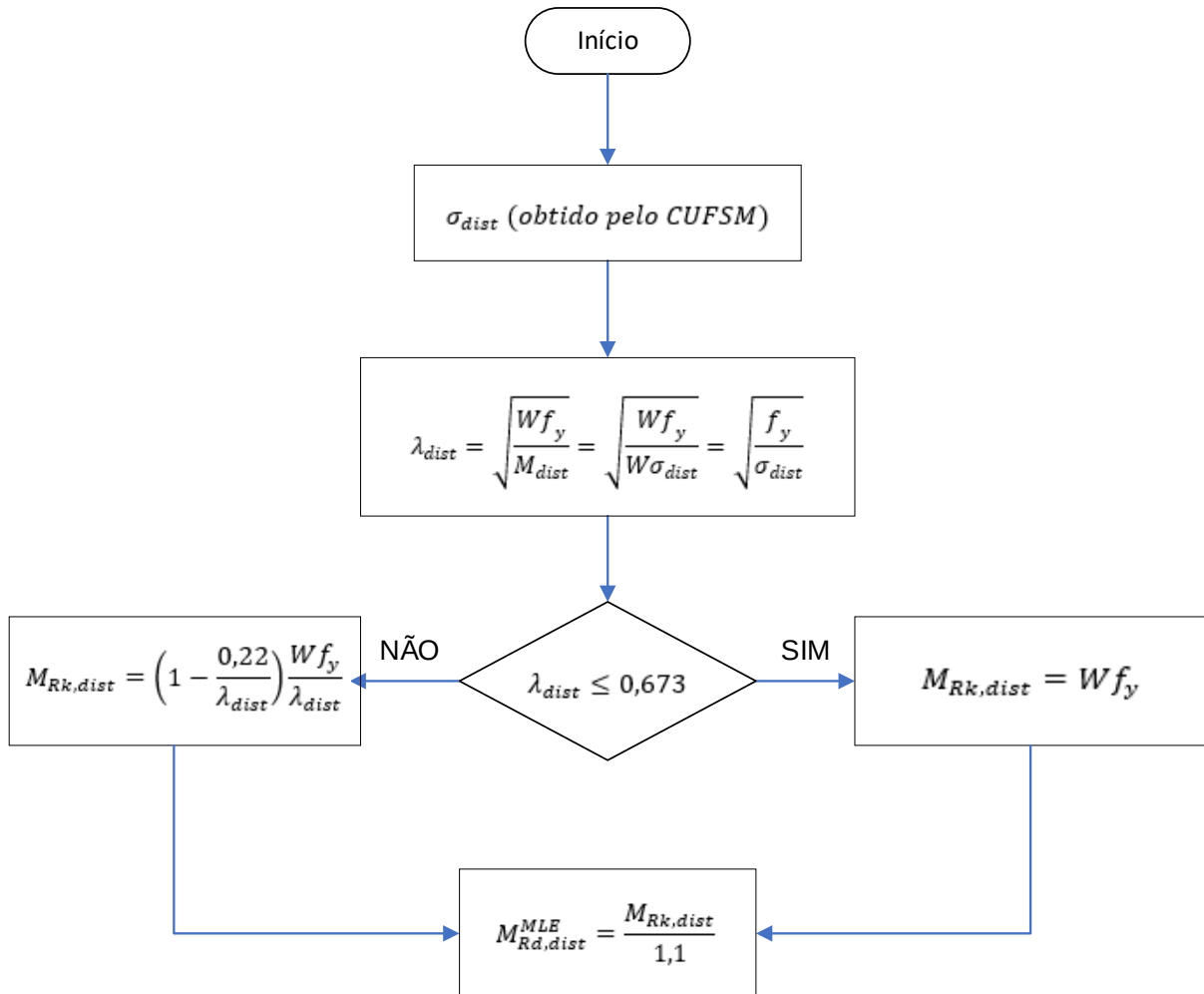




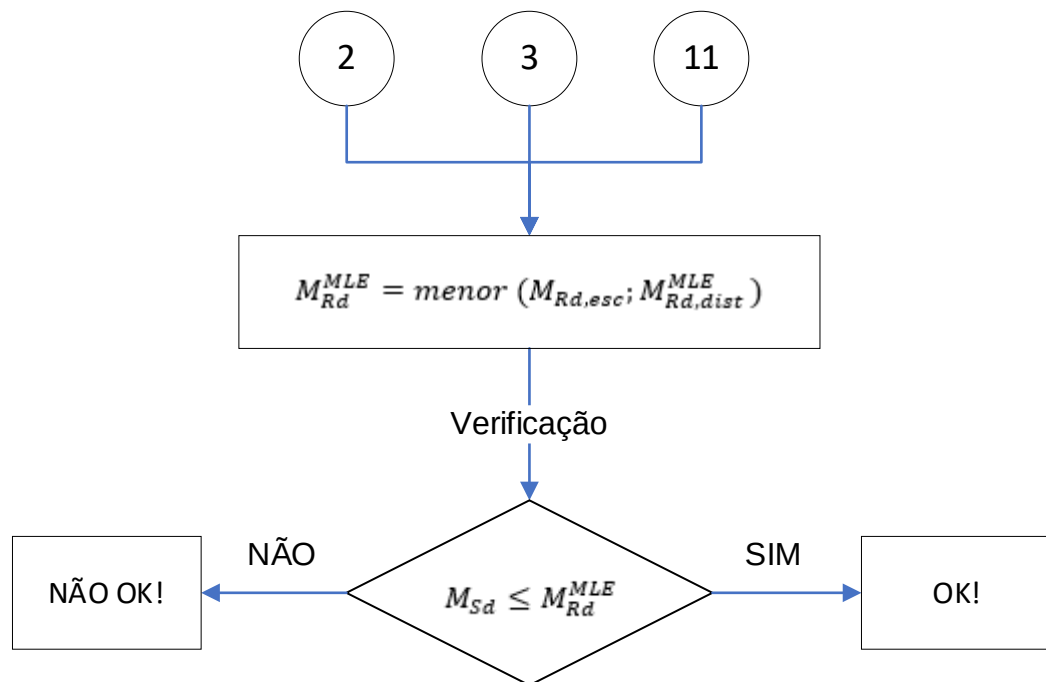
ANEXO B: FLUXOGRAMA 2- MOMENTO FLETOR RESISTENTE REFERENTE AO INÍCIO DO ESCOAMENTO DA SEÇÃO EFETIVA (MLE)

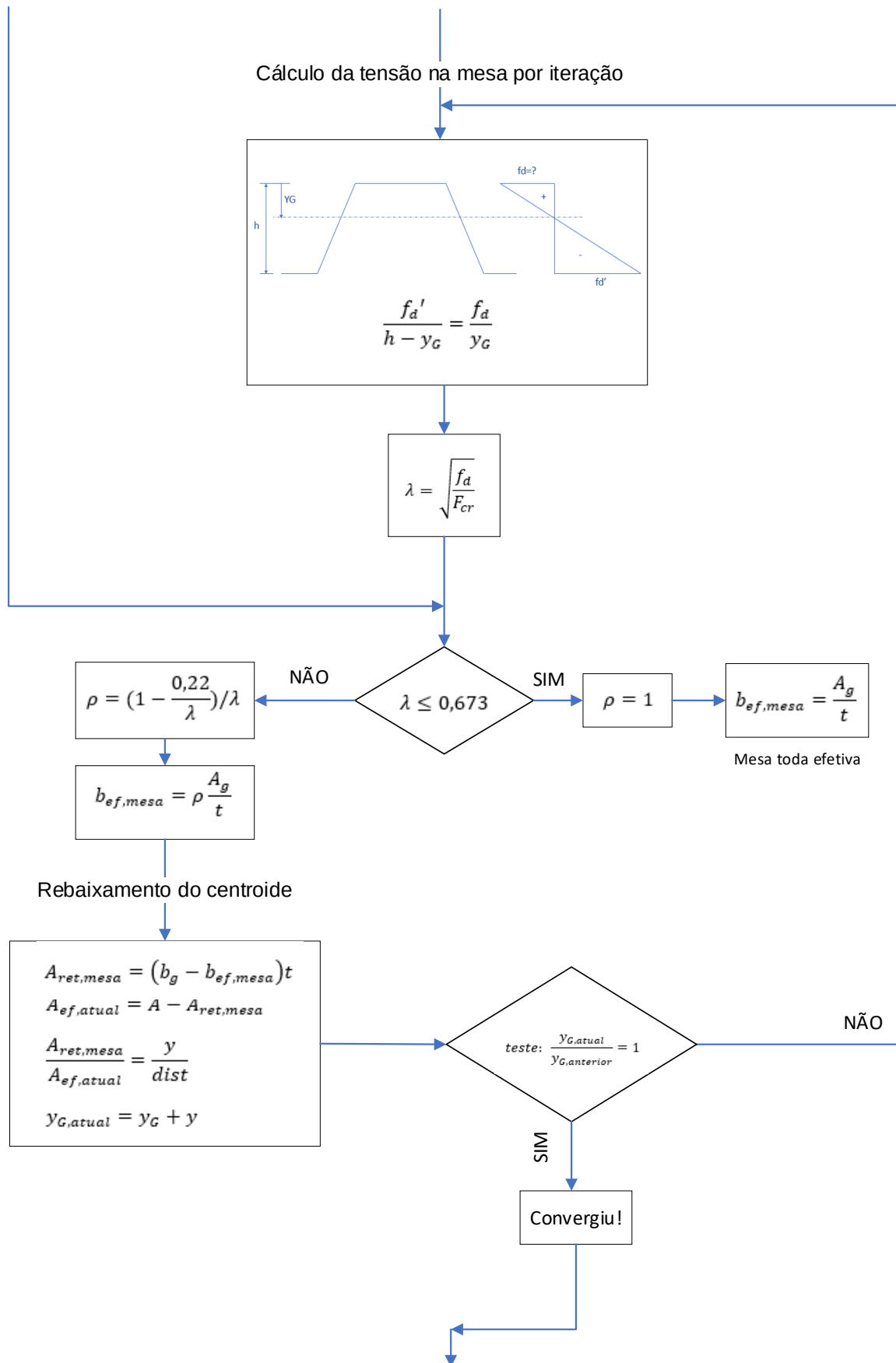


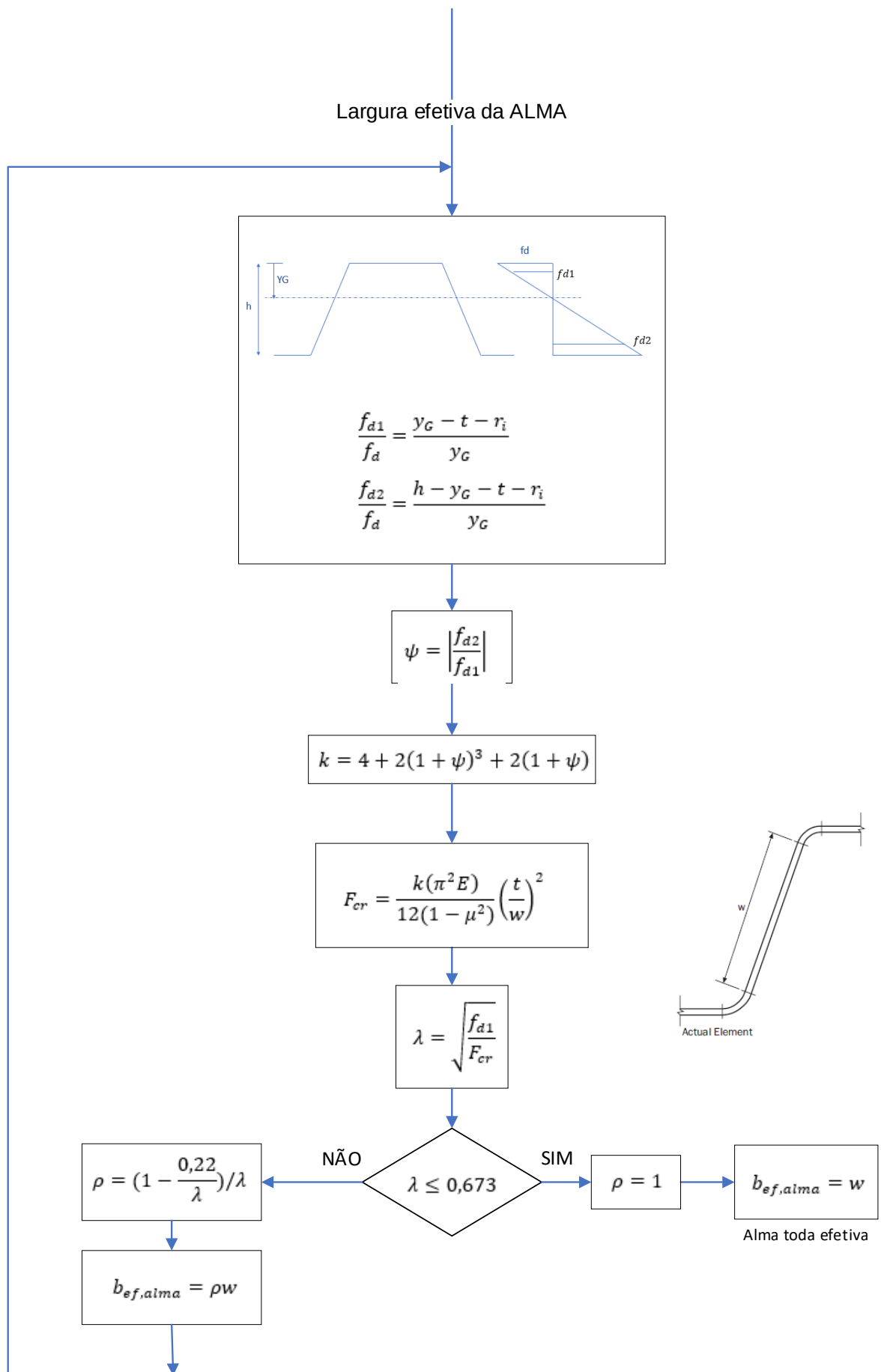
ANEXO C: FLUXOGRAMA 3- MOMENTO FLETOR RESISTENTE REFERENTE A
FLAMBAGEM DISTORCIONAL (MLE)

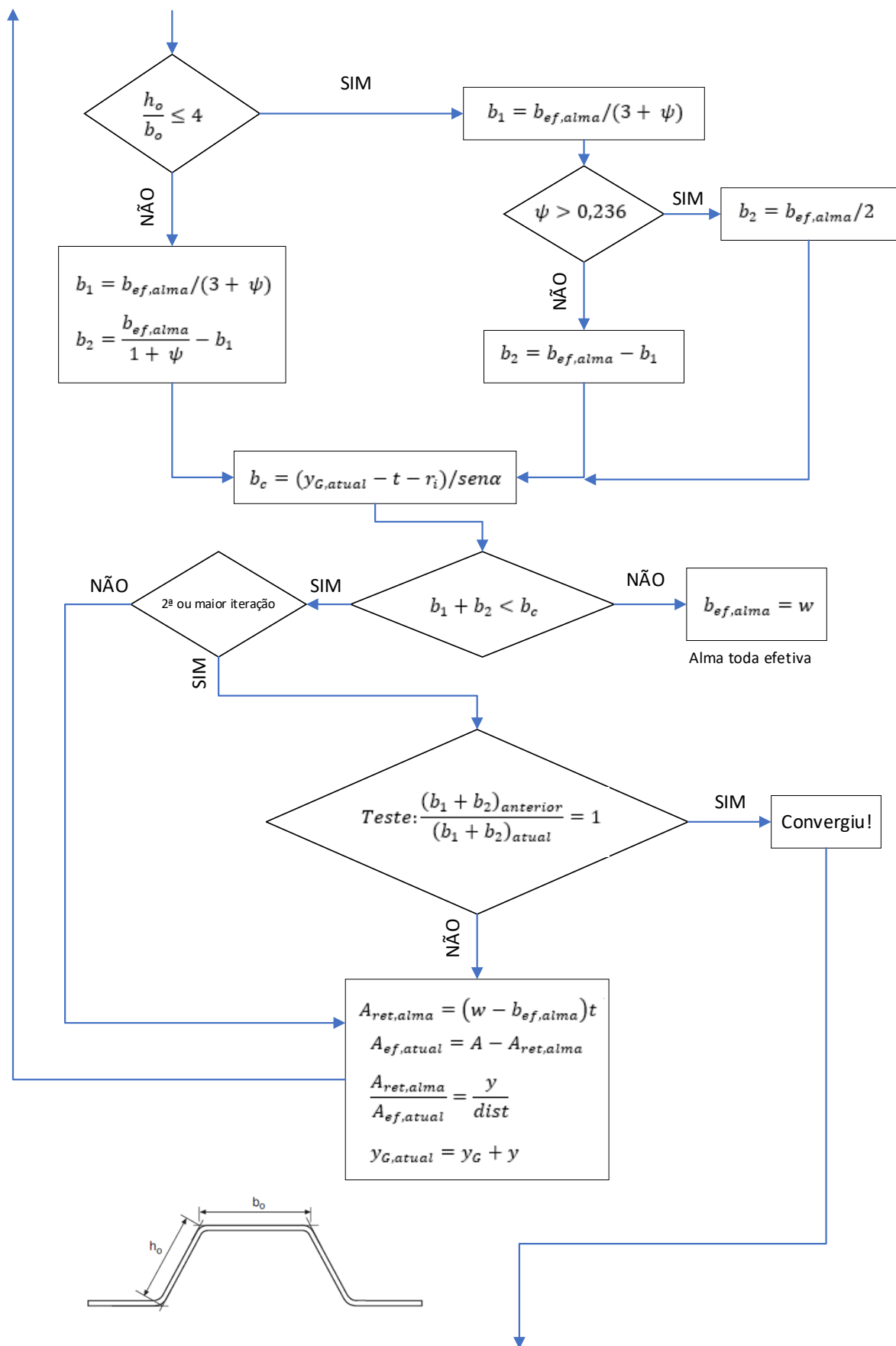


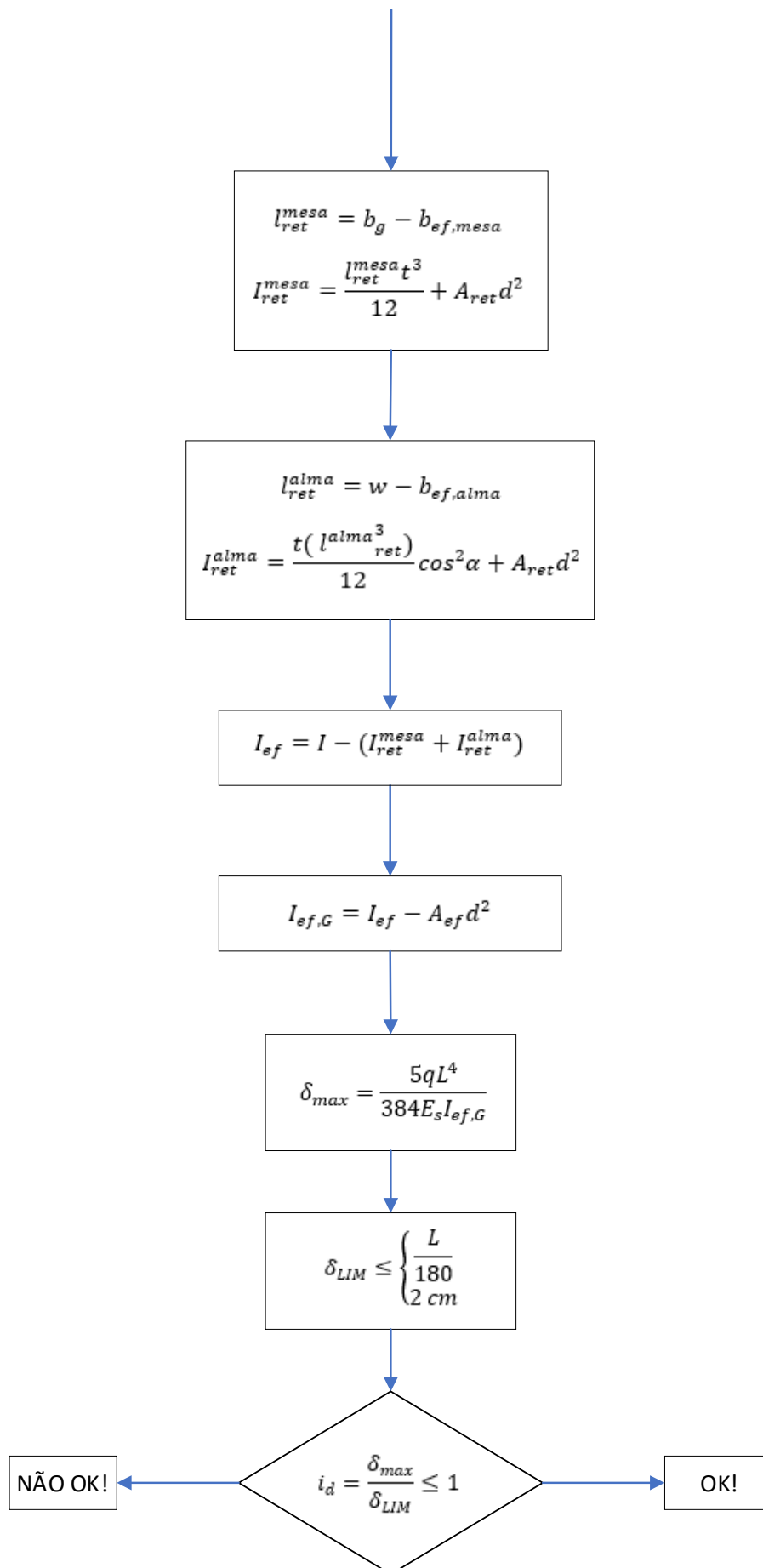
ANEXO D: FLUXOGRAMA 4- MOMENTO FLETOR RESISTENTE (MLE)



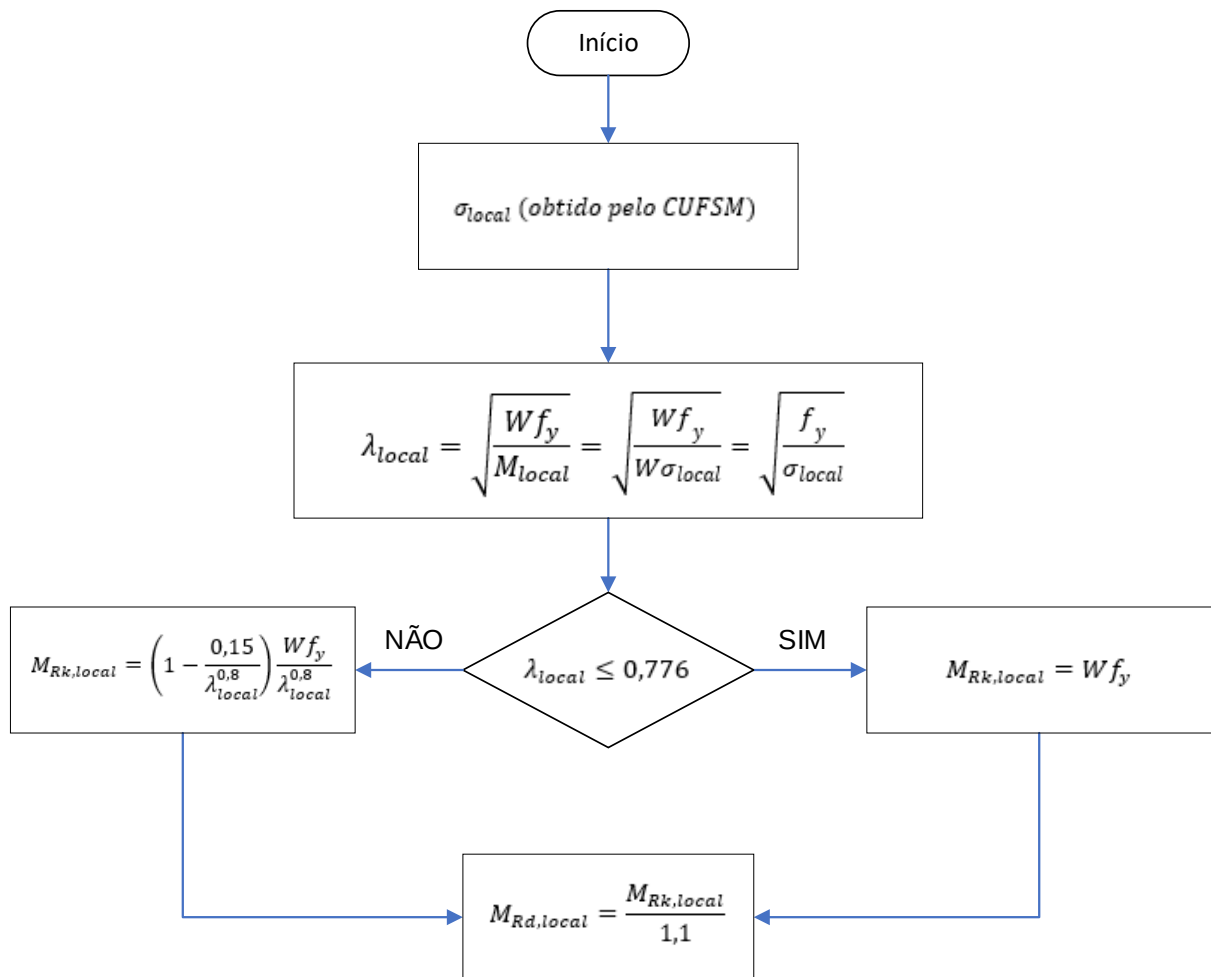




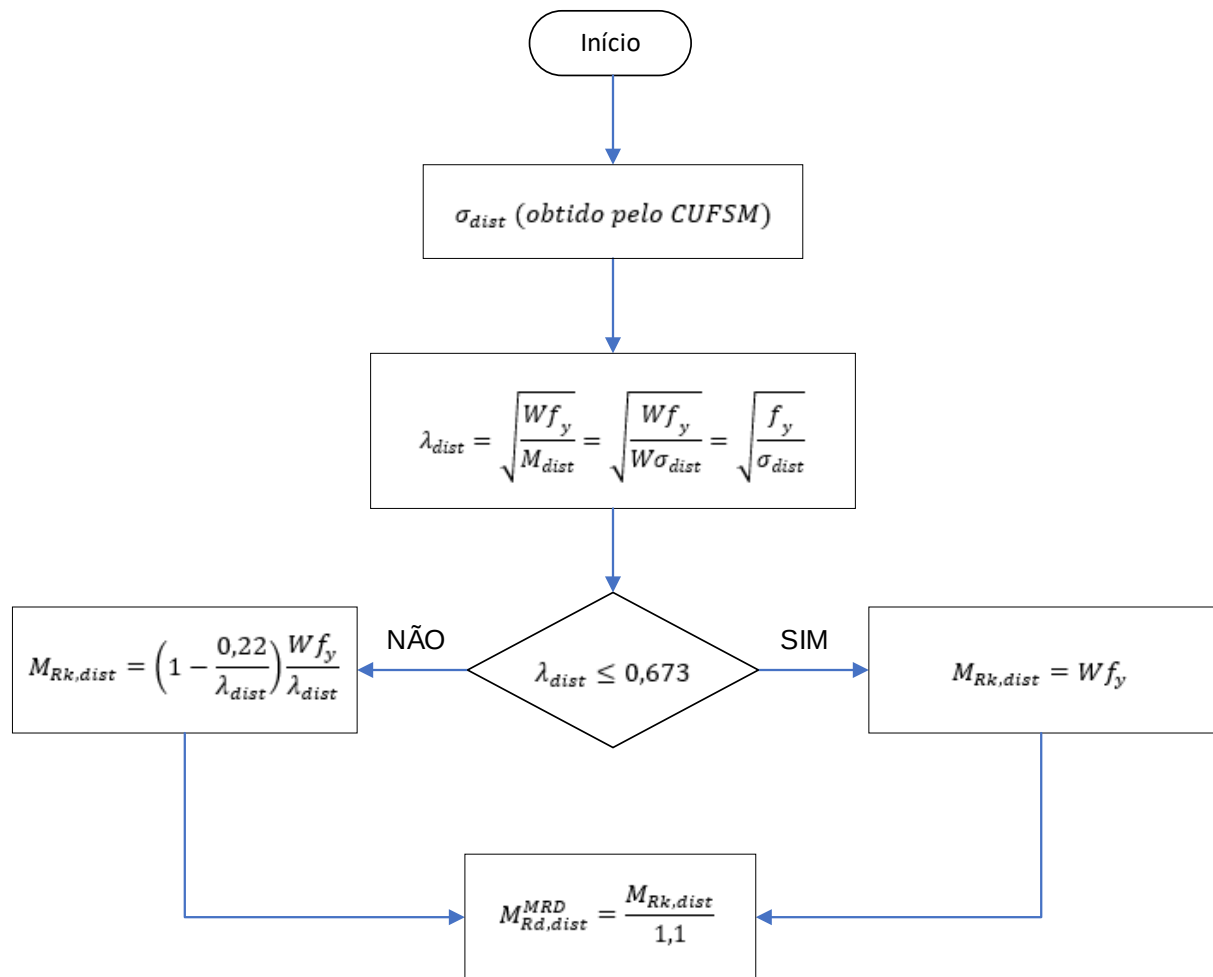




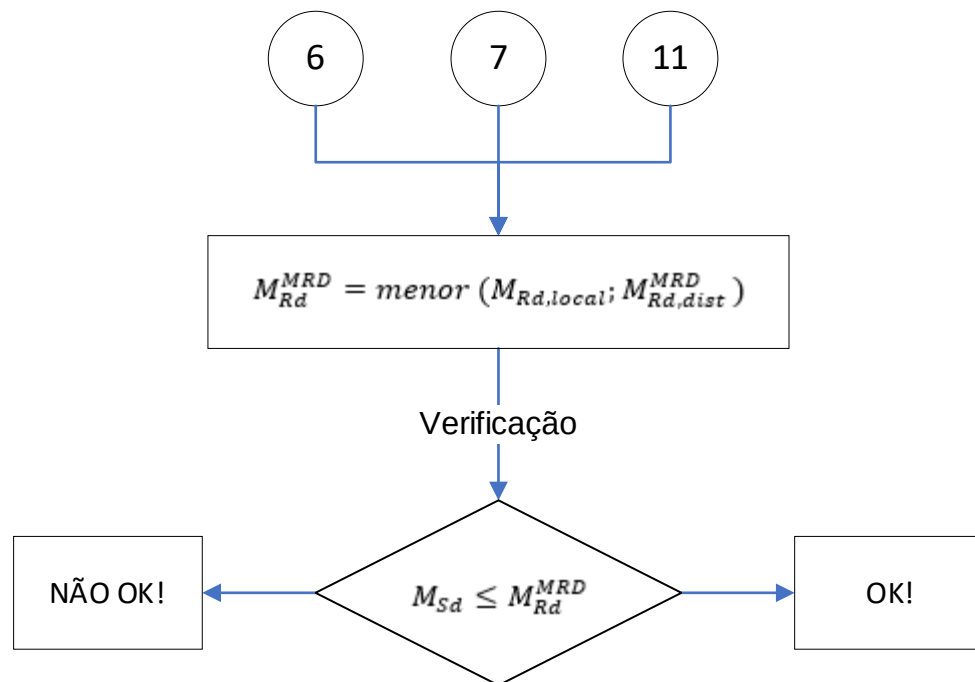
ANEXO F: FLUXOGRAMA 6- MOMENTO FLETOR RESISTENTE REFERENTE A FLAMBAGEM LOCAL (MRD)



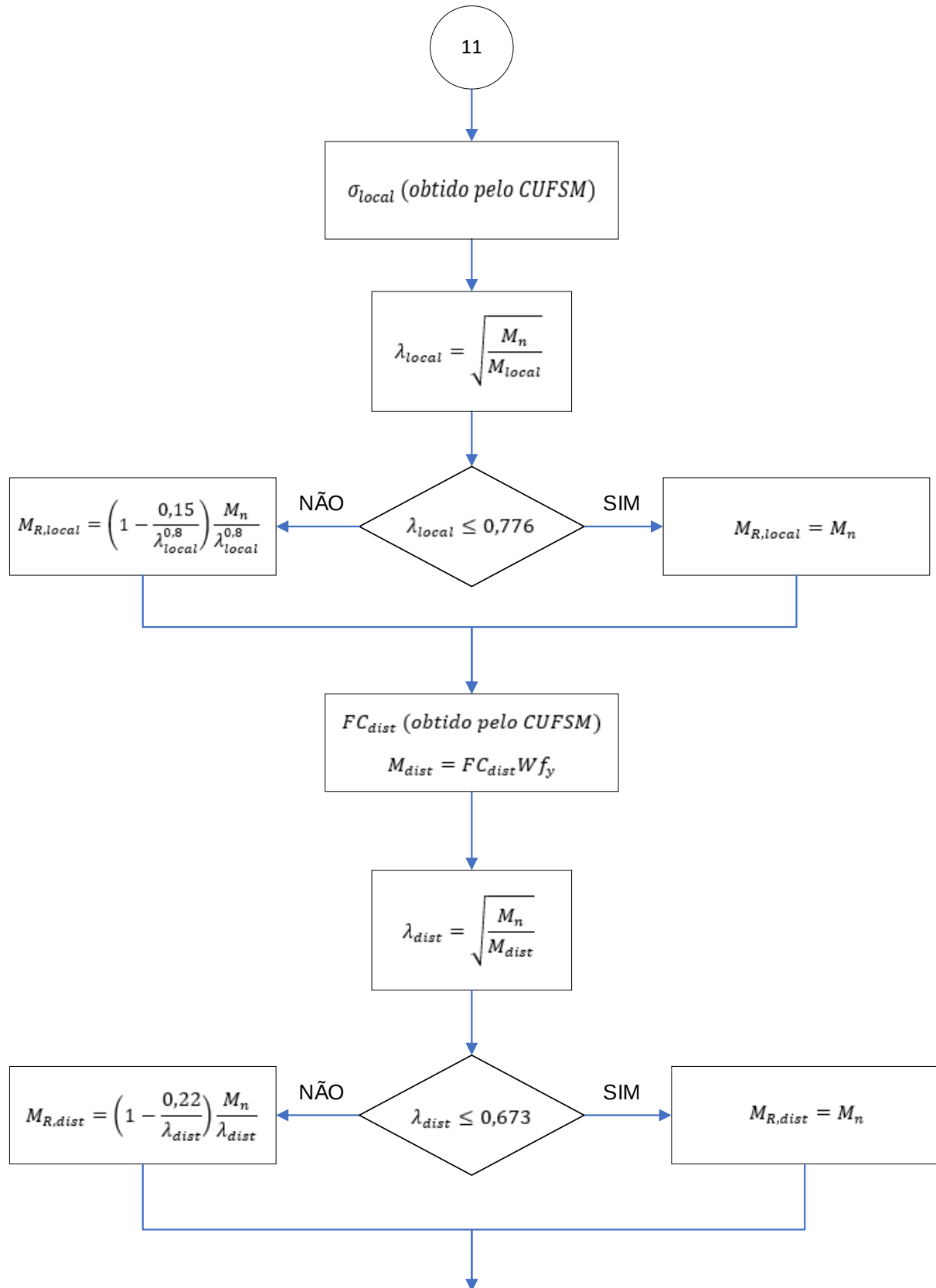
ANEXO G: FLUXOGRAMA 7- MOMENTO FLETOR RESISTENTE REFERENTE A FLAMBAGEM DISTORCIONAL (MRD)

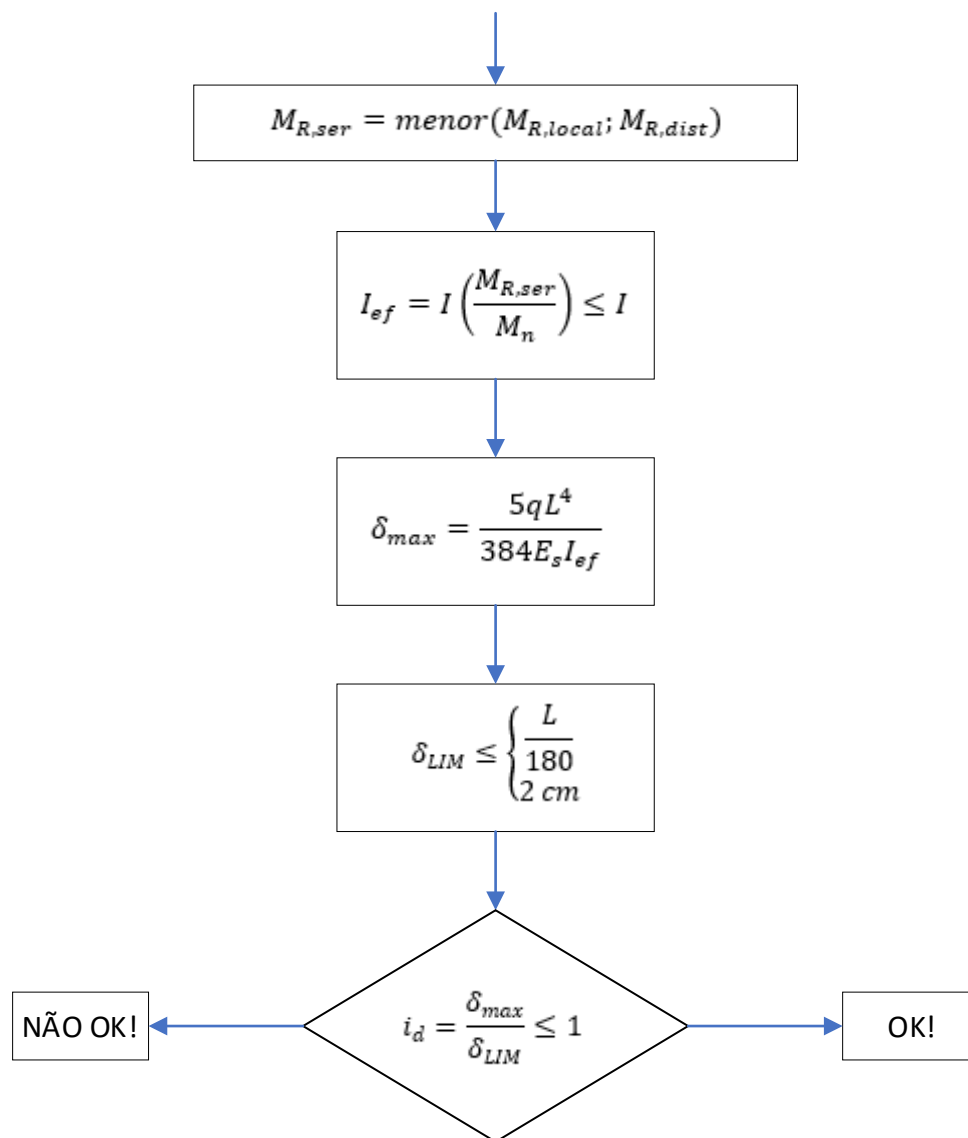


ANEXO H: FLUXOGRAMA 8- MOMENTO FLETOR RESISTENTE (MRD)

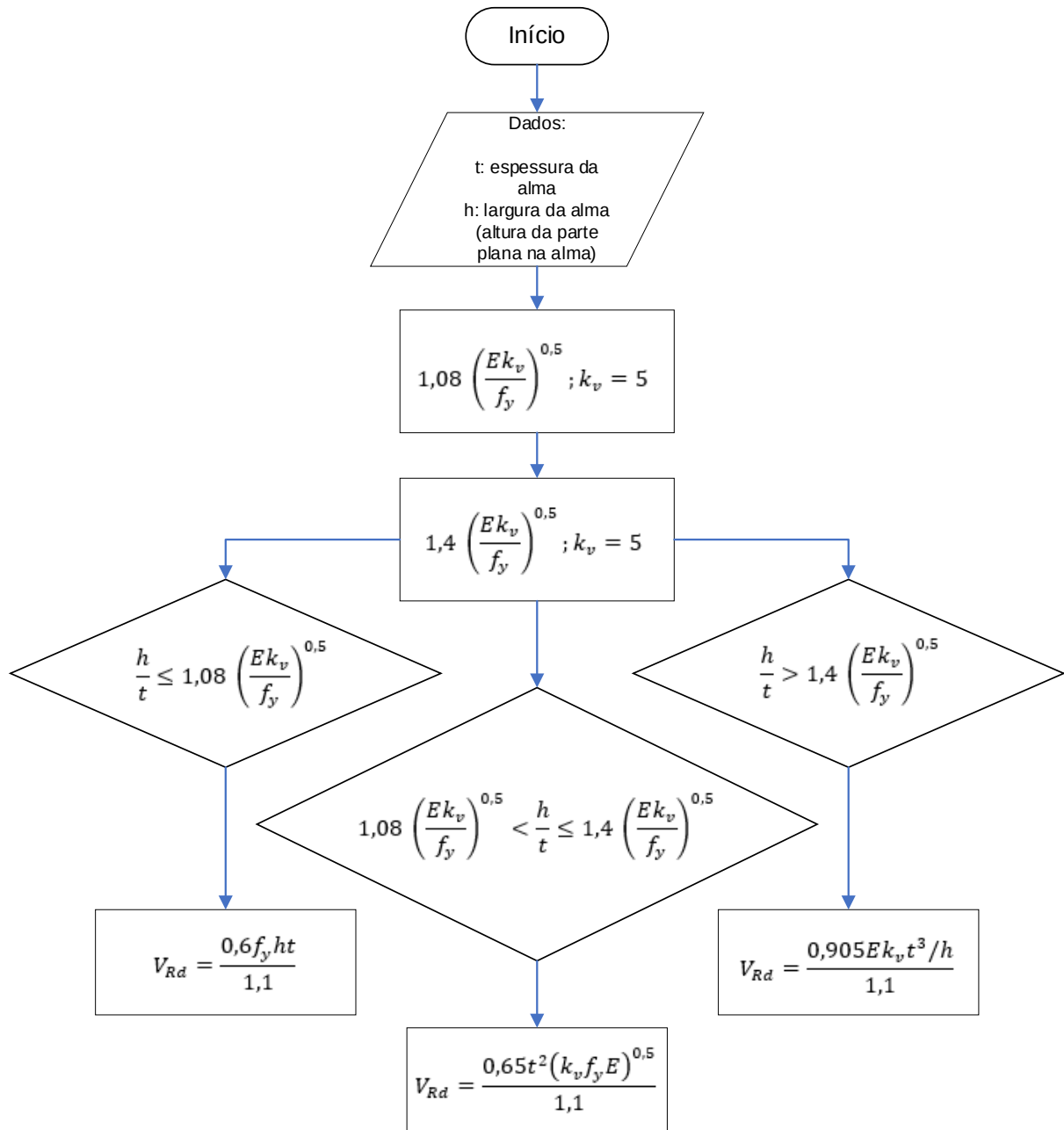


ANEXO I: FLUXOGRAMA 9 - DESLOCAMENTO (MRD)

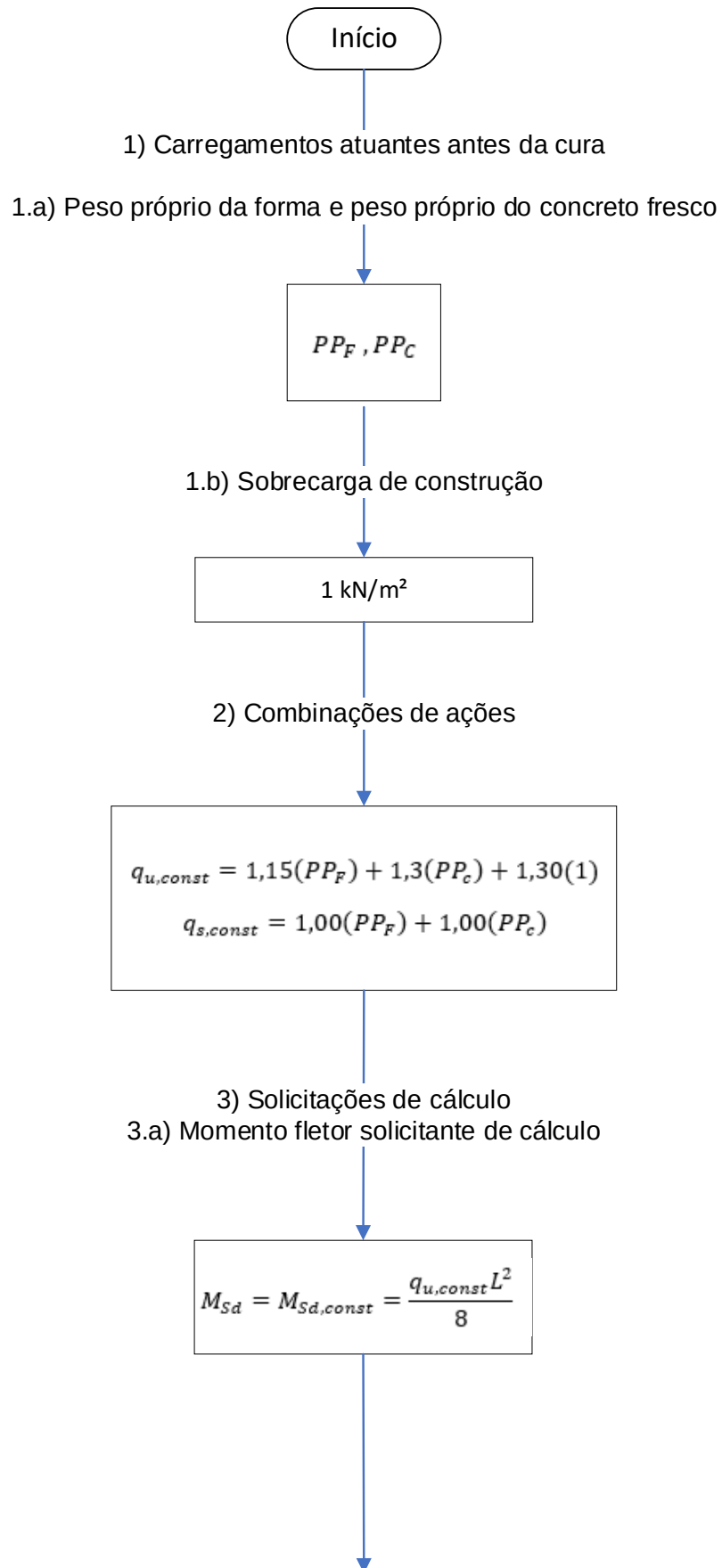




ANEXO J: FLUXOGRAMA 10 – ESFORÇO CORTANTE RESISTENTE



ANEXO K: FLUXOGRAMA 11 – AÇÕES



3.b) Força cortante solicitante de cálculo

$$V_{Sd} = V_{Sd,const} = \frac{q_{u,const}L}{2}$$

3.c) Momento fletor solicitante em serviço

$$M_n = \frac{q_{s,const}L^2}{8}$$