

Universidade FUMEC

Faculdade de Engenharia e Arquitetura - FEA

Autora: Thamyrys Beatriz Ribeiro Chaves França

**ESTUDO ANALÍTICO, NUMÉRICO E COMPARATIVO DA UTILIZAÇÃO DE
PERFIS DE AÇO ALVEOLARES E DE ALMA CHEIA PARA USO EM VIGAS
MISTAS AÇO-CONCRETO**

Orientador: Prof. Me. Oswaldo Teixeira Baião Filho

BELO HORIZONTE

2018

Thamyrys Beatriz Ribeiro Chaves França

**ESTUDO ANALÍTICO, NUMÉRICO E COMPARATIVO DA UTILIZAÇÃO DE
PERFIS DE AÇO ALVEOLARES E DE ALMA CHEIA PARA USO EM VIGAS
MISTAS AÇO-CONCRETO**

Dissertação apresentada à
Universidade FUMEC, como parte
das exigências do programa de Pós-
graduação em engenharia civil para
a obtenção do título de mestre em
processos construtivos.

Orientador: Prof. Me. Oswaldo Teixeira Baião Filho

Belo Horizonte,

Dezembro/2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

F814e França, Thamyrys Beatriz Ribeiro Chaves, 1990 -
Estudo analítico, numérico e comparativo da utilização de perfis de aço alveolares e de alma cheia para uso em vigas mistas aço-concreto / Thamyrys Beatriz Ribeiro Chaves França. – Belo Horizonte, 2018.

163 f. : il. ; 29,7 cm

Orientador: Oswaldo Teixeira Baião Filho
Dissertação (Mestrado em Processos Construtivos),
Universidade FUMEC, Faculdade de Engenharia e Arquitetura,
Belo Horizonte, 2018.

1. Vigas. 2. Engenharia de estruturas. 3. Construção civil-
Brasil. I. Título. II. Baião Filho, Oswaldo Teixeira. III.
Universidade FUMEC, Faculdade de Engenharia e Arquitetura.

CDU: 692.297

“Tudo na vida, é como termina que se conta...”
(Ec 7:8 – parafraseado).

AGRADECIMENTOS

À Deus... Minha inspiração, princípio, significado e esperança. Agradeço pela sabedoria, saúde e força. Todo sucesso só faz sentido nEle e para Ele. Sem Deus nenhuma conquista valeria a pena!

A toda minha família, em especial aos meus pais, que pelo exemplo, me inspiram a buscar continuamente a realização dos meus sonhos, até mesmo os “aparentemente mais complexos”. Dignamente me apresentaram à importância da família e o caminho da honestidade e persistência.

Ao meu querido esposo pelo companheirismo, amor, paciência e apoio incondicional. Divido com você essa conquista!

Ao meu orientador, Prof. Baião, meu reconhecimento e mais sinceros atos de gratidão. Sua excelência e zelo no exercício da profissão transpiram sabedoria e são perceptíveis a todos que estão ao redor. A você todo meu respeito pela serenidade, profissionalismo e, sobretudo, pelo dom no ensino sólido acompanhado de simplicidade e eficiência.

À minha amiga Samanta pelas horas de consultoria prestadas, seus conselhos e orientações técnicas foram fundamentais para a realização deste trabalho.

Aos amigos (as), Luanna e Alencar, que compartilharam comigo os grandes desafios nessa caminhada. É grande meu sentimento de gratidão pelos incentivos, ajudas e oportunidade do convívio.

RESUMO

Vigas alveolares mistas, mesmo ainda não tão difundidas em âmbito nacional, são um sistema construtivo capaz de aumentar a resistência do viga sem acréscimo do peso de aço. Elas são obtidas cortando longitudinalmente um perfil laminado do tipo I, sendo que o corte deve ter uma geometria já pré-definida para que as duas metades possam ser deslocadas longitudinalmente, assim, é obtido um perfil de aço com várias aberturas na alma constituindo, em um perfil com altura, aproximadamente, 50% maior. Para que se tenha um método construtivo econômico e eficaz, utiliza-se com frequência estrutura mista, sendo constituída por um perfil de aço e uma faixa de laje solidarizados por conectores de cisalhamento. Esse sistema é uma ótima alternativa, pois usufrui da grande resistência à tração do aço e da ótima resistência à compressão do concreto. Por esses motivos, nesta dissertação é apresentado um estudo comparativo entre a resistência da viga mista com perfil de alma cheia e uma viga mista com perfil alveolar. Para que se obtivesse um resultado mais preciso da influência dos alvéolos em uma viga mista, as estruturas mistas (alveolar e alma cheia) foram modeladas no programa de análise estrutural SAP 2000, utilizando o método dos elementos finitos, onde foram analisadas uma viga mista com perfil de aço de alma cheia e uma viga mista com o mesmo perfil de aço, porém com a presença de alvéolos. Para o estudo analítico, foram desenvolvidas planilhas de cálculo, através do programa Excel, onde são calculados as resistências e os aproveitamentos, em termos de carga máxima admitidas, dos perfis, de acordo com os vãos calculados, considerando os estados limites últimos e de otimização. Desta forma foi possível observar o ganho de resistência, através do aumento de inércia, que a viga adquire em apenas ser castelada.

Palavras-chaves: vigas alveolares. Estruturas mistas.

ABSTRACT

Although Composite cellular beams are not so much used in Brazil, it is an efficient structural system that allows the increase of resistance of solid web steel beams without the addition of more steel, as the rolled shape is just cut and welded in a different position resulting in an alveolar shape with a depth approximately 1,5 times the original shape.

The composite construction takes the advantages of the strength of steel for tension stress and of the concrete for compression stress.

The use of this type of construction is considered as a very economical and efficient system for beams in North America, Europe, Japan and Australia, where its use has been growing steadily over the past years.

The aim of this dissertation is a theoretical study of the factors that affect the structural behavior of cellular composite beams together with a comparative study of some models subjected to same load conditions and safety coefficients to show the increase of resistance and the advantages of the use of cellular beams.

Key words: cellular beams. Composite construction,

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Estrutura mista com vigas de perfis de aço laminados	22
Figura 2 - Estrutura mista com vigas de aço alveolares obtidas a partir de perfis laminados.....	23
Figura 3 - Processo de obtenção de vigas alveolares.....	23
Figura 4 - Sistema de viga mista de aço e concreto.....	24
Figura 5 - Edifício de múltiplos andares Kings Place, London.....	25
Figura 6 - Esquemas de laminadores: (a) Seção dos rolos do laminador. Os rolos giram em sentidos contrários, comprimindo a peça metálica aquecida ao rubro. A seção da peça é reduzida e seu comprimento aumentado. (b) Esquema de rolos para laminação de perfil I, com uma altura determinada pela distância entre as chapas fixas. Modificando-se o espaçamento entre os rolos, podem ser laminados perfis I de diferentes espessuras de alma. (c) Fases progressivas de laminação do perfil I.	31
Figura 7 - Perfil I de aço laminado.....	32
Figura 8 - Diversas tipologias de vigas alveolares	34
Figura 9 - Exemplo de nomenclatura dos elementos de um perfil alveolar do tipo castelado	34
Figura 10 - Identificação dos elementos das seções transversais	35
Figura 11 – Perfis castelados.....	38
Figura 12 - Geometria do padrão Litzka.....	39
Figura 13 - Geometria do padrão Peiner.....	40
Figura 14 - Geometria do padrão Anglo-saxão	41
Figura 15 - Vigas celulares (a) com abertura circular; (b) com abertura circular alongada verticalmente; (c) “híbrida”, (d) com abertura circular alongada horizontalmente; (e) de inércia variável.....	42
Figura 16 - Geometria de vigas celulares.....	43
Figura 17 - Edifício de múltiplos andares com vigas alveolares do tipo celular	44
Figura 18 - Interação da estrutura com instalações técnicas	44
Figura 19 - Modelos de falha de uma viga mista alveolar	46

Figura 20 - Deformação de uma viga castelada em um ensaio de carga uniformemente distribuída	47
Figura 21 - Flambagem do montante de alma de viga alveolar por cisalhamento	48
Figura 22 - Flambagem do montante de alma de viga alveolar celular (esquerda) e castelada (direita).....	49
Figura 23 – Deformações em uma viga após flambagem do montante de alma por compressão obtida por meio de simulação numérica	50
Figura 24 - Modelo de viga castelada com plastificação na região da solda, ensaiada por Toprac e Cooke (1959)	50
Figura 25 - Tipos de análise	51
Figura 26 - Efeitos globais e locais.....	53
Figura 27 - Flambagem do montante de alma da viga alveolar mista sob temperatura ambiente	55
Figura 28 - Laje mista do tipo <i>Steel Deck</i>	57
Figura 29 - Primeiro conector proposto - conector espiral.....	59
Figura 30 - Exemplos e conectores	60
Figura 31 - Comportamento estrutural dos conectores	61
Figura 32 - Detalhes do conector <i>stud bolt</i>	63
Figura 33 - Gerador e pistola para solda do conector <i>stud bolt</i>	64
Figura 34 - Conector "U"	65
Figura 35 - Conector U soldado às vigas em um canteiro de obras.....	65
Figura 36 - Lajes de concreto com forma de aço incorporada	70
Figura 37 - Instrução do valor a ser tomado para e_{mh}	70
Figura 38 - Perfil de aço envolvido por concreto	74
Figura 39 - Perfil de aço exposto.....	75
Figura 40 - Vigas fletidas sem ação mista e com ação mista	76
Figura 41 - Variação de deformação no sistema misto	78
Figura 42 - Interação aço-concreto no comportamento de vigas mistas	79
Figura 43 - Posição dos perfis de aço no sistema estrutural de viga mista	90
Figura 44 - Elementos de uma viga alveolar mista.....	97
Figura 45 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP dentro do alvéolo (interação completa)	101

Figura 46 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na alma (interação completa)	102
Figura 47 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na mesa superior do perfil (interação completa)	104
Figura 48 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na laje (interação completa)	105
Figura 49 - Distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com base no modelo de dimensionamento de treliças mistas (interação completa)	110
Figura 50 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com interação parcial com a LNEP no centro geométrico (CG) do perfil (configuração inicial para o processo iterativo para a determinação do valor de y_{ep}	112
Figura 51 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista no limite de uma condição de interação parcial.....	114
Figura 52 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP dentro do alvéolo (interação parcial)	115
Figura 53 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na alma (interação parcial)	116
Figura 54 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na mesa (interação parcial)	117
Figura 55 - Hipóteses de distribuição de tensões de cisalhamento no montante de alma: (a) elástica e (b) plástica.....	122
56 - Curvas de interação cúbica e linear	132
Figura 57 - Seção transversal da viga mista alveolar	139
Figura 58 - Laje apoiada na viga alveolar.....	140
Figura 59 - Tamanho dos elementos finitos	140
Figura 60 - Geometria da viga castelada.....	141
Figura 61 - Distribuição de tensões	142
Figura 62 - Distribuição de tensões em torno do eixo y na viga W 460 x 68 com alma cheia.....	143
Figura 63 - Distribuição de tensões máximas na viga alveolar.....	143
Figura 64 - Distribuição de tensões máximas na viga de alma cheia W 460 x 68	144
Figura 65 - Tensões mínimas na viga de alma cheia	144

Figura 66 - Tensões mínimas na viga alveolar	145
Figura 67 - Deslocamento vertical máximo na viga de alma cheia.....	146
Figura 68 - Deslocamento vertical máximo na viga alveolar	146
Figura 69 - Dimensões do <i>steel deck</i> MF-75.....	147
Figura 70 - Dados de entrada (carregamentos) e esforços solicitantes na planilha de cálculo.....	148
Figura 71 - Propriedades do perfil de aço e da laje de concreto	149
Figura 72 - Cálculo do deslocamento vertical máximo	149
Figura 73 - Cálculo de FLM, FLA e M_{Rd}	150
Figura 74 - Cálculo de força cortante	150
Figura 75 - Geometria do perfil alveolar	151
Figura 76 - Cálculo do momento fletor resistente de cálculo.....	151
Figura 77 - Deslocamentos verticais	152
Figura 78 - Verificações finais	153
Figura 79 - Resultados obtidos para as análises de viga mista de alma cheia	154
Figura 80 - Resultados obtidos para as análises de viga mista alveolar	155
Figura 81 - Resultados finais.....	155

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Parâmetros geométricos para vigas alveolares	39
Tabela 2 - Parâmetros referentes ao momento fletor resistente	86
Tabela 3 - Propriedades elásticas - regiões de momento positivo	136

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

a_0	largura do alvéolo;
b	largura da laje de concreto;
b_{ef}	largura efetiva da laje na abertura;
b_i	largura da parte inclinada do alvéolo;
b_f	largura da mesa do perfil;
b_0	largura média abertura deck;
$b_w; s_0$	Distância horizontal entre alvéolos;
b_{we}	largura do montante de extremidade;
$b_{we,min}$	largura mínima do montante de extremidade;
b_{ws}	largura efetiva do concreto para corte;
c	seção crítica de uma viga castelada;
d	altura do perfil;
d_c	diâmetro do conector stud bolt;
$d_g; h$	altura final da viga castelada;
$d_0; D_0$	diâmetro do alvéolo;
f	deslocamento;
f_{add}	deslocamento adicional no meio do vão devido a abertura;
f_b	deslocamento desconsiderando as aberturas;
f_M	deslocamento devido à flexão;
f_V	deslocamento devido ao cisalhamento;
f_{cd}	resistência de cálculo do concreto à compressão;
f_{ck}	resistência característica do concreto à compressão;
f_u	resistência à ruptura;
f_y	resistência ao escoamento do aço;

f_{yd}	resistência de cálculo ao escoamento do aço;
h_f	distância entre os centróides dos tês;
h_{eo}	altura equivalente a abertura retangular;
h_{exp}	altura do centro até o topo do alvéolo;
h_F	distância entre laje e perfil; altura nominal da nervura da fôrma;
h_0	altura do alvéolo; altura da abertura;
h_p	altura da chapa expansora;
h_s	distância entre o topo do perfil e o topo da laje;
h_t	altura do tê;
$h_{w,t}$	altura da alma do tê;
k	razão de expansão;
k_0	fator de redução;
k_t	fator de redução;
$k_{t,max}$	fator de redução máximo;
k_1	Parâmetro;
l_e	largura equivalente a abertura retangular;
l_0	largura da abertura;
l_{ef}	largura equivalente efetiva;
n	número de alvéolos;
n_r	número de conectores por fileira;
n_{sc}	número de conectores até o centro da abertura;
$n_{sc,0}$	número de conectores entre aberturas;
$p; s$	passo; tamanho entre o início de um alvéolo e outro;
q	carga;
r	raio de giração;
t_c	espessura da laje de concreto;

t_f	espessura da mesa;
t_w	espessura da alma;
x	coordenada;
y	coordenada; distância;
y_a	distância entre topo do perfil e o centro de gravidade do tê superior;
$y_b; \bar{y}$	distância entre topo do alvéolo e o centro de gravidade do tê superior;
y_0	distância do centro de gravidade do cordão ao eixo da viga;
z_c	altura do concreto em compressão;
z_{el}	distância entre o centróide do Tê até o topo do Tê;
z_{pl}	distância da linha neutra do tê até o topo do tê;
$A; A_g$	área bruta da seção transversal;
A_f	área da mesa;
A_e	área equivalente da viga castelada;
A_{sl}	área de reforço da armadura;
$A_t; A_{bT}$	área da seção transversal de um tê;
A_v	área de influência do cortante;
$A_{w,T}$	área da alma;
C_b	fator de modificação para o diagrama de momento fletor não-uniforme;
C_w	constante de empenamento;
E	módulo de elasticidade do aço;
E_c	módulo de elasticidade do concreto;
G	módulo de elasticidade transversal do aço;
I	momento de inércia;
I_e	momento de inércia equivalente da viga castelada;
I_t	momento de inércia do tê;
I_x	momento de inércia no eixo x;

I_y	momento de inércia no eixo y;
J	constante de torção;
$L; L_v$	vão;
L_b	comprimento do vão destravado;
L_d	comprimento útil para distribuição dos alvéolos;
L_p	comprimento destravado, relacionado a plastificação;
L_r	comprimento destravado, relacionado ao início do escoamento;
L_r, cor	comprimento destravado corrigido, relacionado ao início do escoamento;
M	momento fletor;
$M_{b,NV,Rd}$	média da resistência local à flexão dos tês;
$M_{bT,NV,Rd}$	resistência local à flexão do tê inferior;
$M_{c,Rd}$	resistência ao momento fletor;
M_{pl}	momento de plastificação da seção transversal;
M_{plo}	momento de plastificação da viga castelada na seção do alvéolo;
$M_{pl,Rd}$	resistência a flexão de cada tê;
M_{RK}	momento fletor resistente;
M_{sd}	momento fletor de cálculo;
$M_{iT,NV,Rd}$	resistência local à flexão do tê superior;
M_v	momento causado pela força cortante;
$M_{vc,Rd}$	resistência proporcionada pela conexão laje/perfil na abertura;
$M_{Vi,Sd}$	solicitação de vierendeel;
$M_{wp,Rd}$	resistência ao momento no centro da abertura;
N	força axial;
$N_{a,Rd}$	resistência do perfil de aço;
$N_{bT,Rd}$	resistente do tê;
$N_{c,S,Rd}$	resistência da laje de concreto;

$N_{sd}; N_{cSd}$	solicitação a compressão na abertura;
$N_{wp,Rd}$	resistência a compressão da alma;
P_{Rd}	resistência do conector ao corte;
R_d	resistência de cálculo; solicitação resistente de cálculo;
R_k	resistência característica; resistência nominal;
R_o	raio do alvéolo;
S_d	solicitação de cálculo;
V	força cortante;
V_{cr}	força cortante crítica;
$V_{b,Rd}$	resistência do tê inferior ao esforço cortante;
$V_{c,Rd}$	resistência da laje de concreto ao esforço cortante;
V_h	força cortante no centro do montante;
V_{Rk}	força cortante característica de cálculo;
V_{Rd}	força cortante resistente de cálculo;
V_{Sd}	força cortante solicitante de cálculo;
$V_{t,Rd}$	resistência do tê superior ao esforço cortante;
$V_{wp,Rd}$	resistência à força cortante longitudinal;
$V_{wp,Sd}$	solicitação à força cortante longitudinal;
W	módulo de resistência elástico;
Z_{xo}	módulo resistente plástico da viga expandida na seção do alvéolo;
α	relação altura/diâmetro do conector;
β_1	coeficiente;

γ_{a1}	coeficiente de ponderação da resistência;
γ_c	coeficiente de resistência do concreto;
γ_s	coeficiente de reforço;
γ_v	coeficiente de resistência do stud blot;
γ_{M0}	coeficiente de resistência do perfil de aço;
γ_{M1}	coeficiente de resistência do aço à instabilidade;
η	razão entre o passo e o diâmetro da abertura;
θ	ângulo entre raio e a altura da tensão máxima no montante;
λ	índice de esbeltez; parâmetro de esbeltez;
λ_p	parâmetro de esbeltez limite para seções compactas;
λ_r	parâmetro de esbeltez limite para seções semicompactas;
ρ	massa específica;
σ	tensão normal;
σ_{cp}	tensão de compressão no concreto;
σ_{max}	tensão normal máxima;
σ_M	tensões normais originadas pelo momento fletor;
σ_V	tensões tangenciais devidas ao esforço cortante;
σ_1	tensão normal no ponto 1;
τ	tensão cisalhante;
τ_{max}	tensão cisalhante máxima;
$\Delta N_{c,Rd}$	incremento da resistência a compressão da laje;
χ	fator de redução associado à resistência à compressão.

SUMÁRIO

1 – INTRODUÇÃO	22
2 - OBJETIVOS	26
2.1 - Objetivo geral	26
2.2 - Objetivos específicos	26
3 – JUSTIFICATIVA	27
4 - METODOLOGIA.....	29
5 – REFERENCIAL TEÓRICO	30
5.1 - Perfis laminados.....	30
5.2 – Perfis alveolares.....	33
5.3 – Geometria dos perfis alveolares.....	34
5.3.1 - Seção trasversal de perfis alveolares	35
5.4 - Vigas alveolares para uso em sistemas mistos aço-concreto	43
5.5 - Estudos analíticos de vigas alveolares.....	45
5.6 - Estados limites últimos aplicáveis às vigas alveolares.....	45
5.7 - Colapso por formação de mecanismo plástico.....	46
5.8 - Colapso da viga por flambagem lateral com torção acompanhada de distorção da alma	47
5.9 - Colapso por flambagem do montante da alma.....	47
5.9.1 - Flambagem do montante de alma por cisalhamento	48
5.9.2 - Flambagem do montante de alma por compressão.....	49
5.10 - Ruptura do montante de alma por cisalhamento.....	50
5.11 – Estudo numérico.....	51
5.11.1 – Classificação da análise quanto aos materiais	52
5.11.2 – Classificação da análise quanto aos deslocamentos	52
5.11.3 – Estudos numéricos sobre vigas alveolares	53
5.12 – Steel Deck	56
5.13 – Conectores de cisalhamento	59

5.13.1 - Conector <i>Stud bolt</i>	62
5.13.2 - Conector U.....	64
5.14 - Cálculo de resistência dos conectores.....	66
5.14.1 - Conector <i>Stud bolt</i>	66
5.12.13.2 - Perfil U.....	71
5.15 – Normas.....	72
6 – ESTUDO ANALÍTICO DE VIGAS MISTAS DE ALMA CHEIA.....	74
6.1 – Histórico.....	74
6.2 – Generalidades da seção mista.....	75
6.2.1 – Comportamento da ligação ao cisalhamento.....	75
6.2.2 – Tipos de ligação.....	78
6.2.3 – Vigas submetidas apenas a momentos fletores positivos.....	80
6.2.4 – Vigas submetidas a momentos fletores negativos.....	81
6.2.5 - Largura efetiva da mesa de concreto.....	82
6.2.6 – Escoramento.....	82
6.2.7 – Seção homogeneizada.....	83
6.2.8 – Estado limite último (ELU).....	84
6.2.9 – Seção de aço compacta com interação total.....	84
6.2.10 – Flambagem local da mesa e da alma.....	85
6.3 - Limitações quanto ao uso lajes com fôrmas de aço incorporada.....	88
6.3.1 – Posicionamento dos perfis de aço na viga mista.....	89
6.3.2- Momento fletor resistente de cálculo em regiões de momentos positivos.....	91
7 – ESTUDO ANALÍTICO DE VIGAS ALVEOLARES MISTAS.....	96
7.1 – Resistência dos elementos estruturais (FIGURA 42).....	97
7.2 – Momento fletor resistente de cálculo.....	98
7.2.1 – Interação completa.....	100
7.2.2 – Interação parcial.....	110
7.3 – Força cortante resistente de cálculo.....	118

7.3.1 – Escoamento do montante da alma por cisalhamento	122
7.3.2 – Flambagem do montante de alma	124
7.4 – Combinação de esforços	130
7.5 - Deslocamentos verticais	133
8- ANÁLISE NUMÉRICA	138
8.1 – Considerações iniciais.....	138
8.2 – Método de análise	139
8.3- Resultados obtidos.....	142
9 – DIMENSIONAMENTO DAS VIGAS COM PERFIS DE ALMA CHEIA E VIGAS COM PERFIS ALVEOLARES.....	147
10 – RESULTADOS	154
CONCLUSÃO.....	156
Sugestões para trabalhos futuros.....	157
REFERÊNCIAS	158
ANEXO 1 – CURVAS DE FLAMBAGEM 'C' DA NORMA BS 5950-1:2000 ...	163

1 – INTRODUÇÃO

Como os perfis laminados são produzidos em larga escala em usinas siderúrgicas, eles apresentam um custo muito inferior comparado com o dos perfis soldados, que para serem produzidos, tem-se que comprar as chapas, cortá-las, soldá-las e desempenar os perfis depois da execução da solda.

Em 2003, começaram a ser produzidos no Brasil, em larga escala, os perfis laminados de aço com abas paralelas com altura variando de 150 mm a 610 mm. A Figura abaixo mostra uma estrutura mista feita com perfis de aço laminados.

Figura 1 - Estrutura mista com vigas de perfis de aço laminados



Fonte: Centro brasileiro de construção em aço – CBCA, 2017.

Esse fato ocasionou um grande aumento do consumo de aço na construção civil. Com o aumento da demanda das construções utilizando perfis metálicos têm-se a necessidade de buscar novas soluções que possibilitem construir vigas vencendo maiores vãos que os suportados pelos perfis laminados disponíveis no mercado nacional com eficiência e economia. Um caminho para que esse objetivo seja atingido pode ser através da utilização de perfis laminados na forma de perfis alveolares.

Na década de 1930, começaram a ser produzidos os perfis alveolares, que são perfis com aberturas circulares, hexagonais ou octogonais ao longo do seu comprimento. A Figura a seguir mostra um viaduto construído com vigas alveolares, onde a abertura é hexagonal.

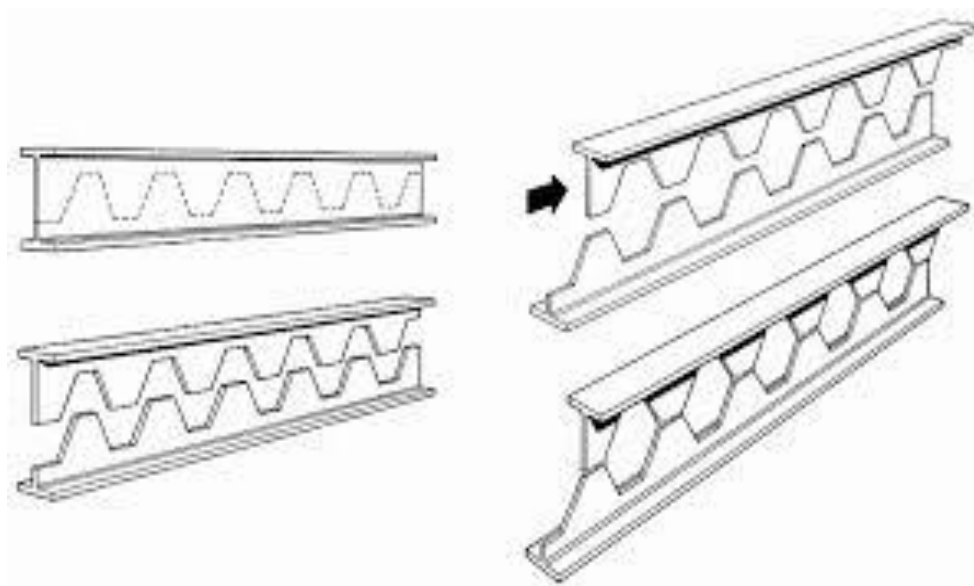
Figura 2 - Estrutura mista com vigas de aço alveolares obtidas a partir de perfis laminados



Fonte: Dinis, Raia, Pappalardo, 2012.

Esses perfis são obtidos executando-se cortes ao longo da alma de um perfil laminado e depois soldando as duas metades como é demonstrado na Figura 3.

Figura 3 - Processo de obtenção de vigas alveolares



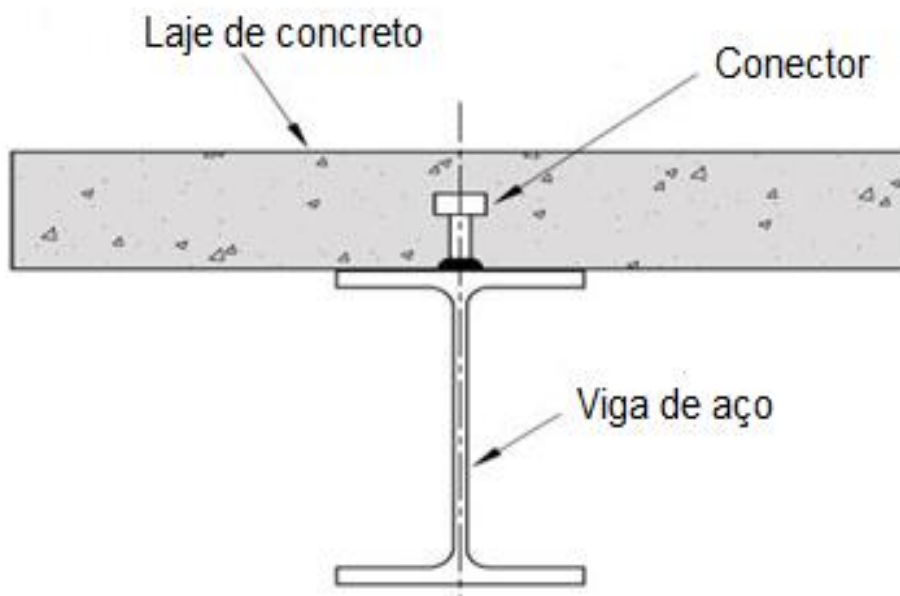
Fonte: Brinkhus, 2015.

Os perfis alveolares ficam com uma resistência e rigidez bastante superiores às do perfil laminado de origem.

Um sistema econômico de vigamento suportando laje consiste da utilização de vigas mistas aço-concreto. Com a utilização deste sistema misto, obtém-se uma solução interessante, onde é aproveitada a capacidade do concreto em resistir bem à tensões de compressão e a capacidade do aço de ter alta resistência à tração. (FERRARI, 2013).

A viga mista, aço-concreto, é um sistema onde se solidariza o perfil metálico com a laje através de conectores, em geral pinos de aço com cabeça, resultando em uma viga mista com resistência e rigidez muito superior à do perfil de aço isolado (Figura 4).

Figura 4 - Sistema de viga mista de aço e concreto



Fonte: Trindade, 2015

Quando o sistema de piso consiste de uma laje de concreto existente, esse aumento de resistência é obtido apenas com a introdução da conexão mecânica entre a laje e o perfil de aço fornecida pelos conectores, ou seja, com um custo reduzido diante do aumento de eficiência da viga mista em relação ao perfil de aço isolado. Na Figura 5 é possível observar um prédio de múltiplos andares feito com estrutura mista, onde as vigas são alveolares,

demonstrando assim, a eficiência deste sistema estrutural em diferentes segmentos construtivos.

Figura 5 - Edifício de múltiplos andares Kings Place, London



Fonte: Brinkhus, 2015.

Estruturas mistas com perfis laminados de aço alveolares, mesmo oferecendo vantagens acerca de desempenho estrutural e maior flexibilidade na elaboração do projeto arquitetônico, infelizmente, ainda não tem uma normatização específica, sendo que a única abordagem que a norma nacional de estrutura de aço e estrutura de aço-concreto, ABNT NBR 8800:2008, é sobre eventuais aberturas em uma viga de aço e nenhuma consideração a respeito de vigas alveolares mistas é feito por essa norma. (ABREU, 2010).

Por haver a necessidade de uma pesquisa específica sobre este sistema construtivo, nesta dissertação é feito um estudo analítico, numérico e comparativo da utilização de perfis de aço alveolares e de alma cheia para uso em vigas mistas aço-concreto.

2 - OBJETIVOS

2.1 - Objetivo geral

Apresentar um estudo analítico e numérico do sistema estrutural de vigas mistas biapoiadas utilizando perfis alveolares, comparando sua eficiência estrutural com a do sistema de vigas mistas tradicional com perfis de alma cheia.

2.2 - Objetivos específicos

- 1- Apresentar as vantagens e desvantagens dos perfis alveolares quando, comparados com os perfis de alma cheia em vigas mistas;
- 2- Elaboração de um estudo comparativo de respostas estruturais de vigas mistas com perfis de alma cheia com vigas mistas com os mesmos perfis, porém castelados, para diferentes vãos.
- 3- Efetuar análise numérica através do método dos elementos finitos, comparando o comportamento estrutural de uma viga mista com perfil de alma cheia com o de uma viga mista com o mesmo perfil de aço, porém com a presença dos alvéolos, identificando a influência das aberturas na viga.

3 – JUSTIFICATIVA

1- A utilização de perfis alveolares é comum nos países da Europa e da América do Norte. O uso de perfis alveolares obtidos a partir dos perfis laminados permite aumentar os vãos a serem vencidos com os perfis laminados disponíveis no mercado brasileiro, com grande economia.

2- Desde a sua concepção, as vigas alveolares ainda não são muito exploradas na construção civil do Brasil e ainda não existe quase nenhuma literatura e nem normatização brasileira. Portanto, estudos realizados para este tipo de processo construtivo é de grande valia, pois, se pesquisas relacionadas às vigas alveolares de aço já são escassas, quando se trata de vigas alveolares mistas, essas pesquisas são quase inexistentes (VIEIRA, 2014).

3- As vantagens de se construir com esse tipo de sistema são muitas, como passagens de dutos pelas aberturas da alma das vigas, aumento da altura da viga em 50% em relação à viga de alma cheia, aumentando assim o momento de inércia da seção e, portanto, sua resistência e rigidez sem acréscimo no peso do perfil laminado original da viga. (RODRIGUES, 2007).

4- A análise comparativa entre vigas de alma cheia e vigas de alma expandida em sistema misto poderá trazer uma grande contribuição para o mercado de construção civil, pois será possível identificar a resistência máxima de uma viga alveolar em sistema misto que poderá substituir a viga mista com perfil laminado de alma cheia com economia de peso e custo.

5 – Em hospitais existe a necessidade de se construir lajes de pisos que atendam à rigorosas exigências para o controle de vibração, por se tratar de salas de cirurgia e exames com aparelhos de alta sensibilidade e precisão apoiados no piso. Com a utilização de vigas alveolares mistas para esse fim, é possível fazer com que haja uma distribuição de massa por igual na estrutura, gerando assim, maior economia e eficácia para esse tipo de dimensionamento (Abreu, 2010).

6 – Atualmente, muito se preocupa com a sustentabilidade, e com o uso de vigas alveolares, estima-se que para atingir a inércia desejada para as vigas

mistas obtêm-se uma significativa redução do peso do vigamento conduzindo a um menor consumo de aço, gerando assim, menor dano ao meio ambiente, uma vez que também será reduzida a quantidade de matérias primas extraídas do ambiente para fabricação de aço.

4 - METODOLOGIA

Nesta dissertação é feita a análise comparativa do desempenho estrutural de vigas com perfis alveolares e vigas com perfis de alma cheia, ambas em sistema misto, aço-concreto.

São analisados vãos de 6,0 m, 7,5 m, 8,0 m, 10,0 m, 12,0 m, 15,0 m e de 20,0 m com espaçamento entre vigas de 3,0m sujeitas a uma carga permanente de 4,0 KN/m² e sobrecarga de 3,0 KN/m² que são parâmetros bem usuais e representativos para vigamentos de edifícios.

A eficiência estrutural das vigas consiste na capacidade em vencer o maior vão possível com o menor peso e custo. Para a realização da análise do comportamento estrutural das vigas alveolares mistas, são definidos os modelos estruturais, calculando-se os esforços solicitantes, tensões e deformações e verificando-se os estados limites últimos e de serviço.

É feita uma análise de primeira ordem e linear, através do método dos elementos finitos de uma viga mista com perfil de aço alveolar e de uma viga mista com o mesmo perfil de aço sem as aberturas, comparando a influência dos alvéolos em vigas mistas de piso adequadas às modulações e cargas usualmente utilizadas em edificações estruturadas em aço.

Este comparativo é feito utilizando-se o programa de análise estrutural SAP 2000, por ser um software comercial.

5 – REFERENCIAL TEÓRICO

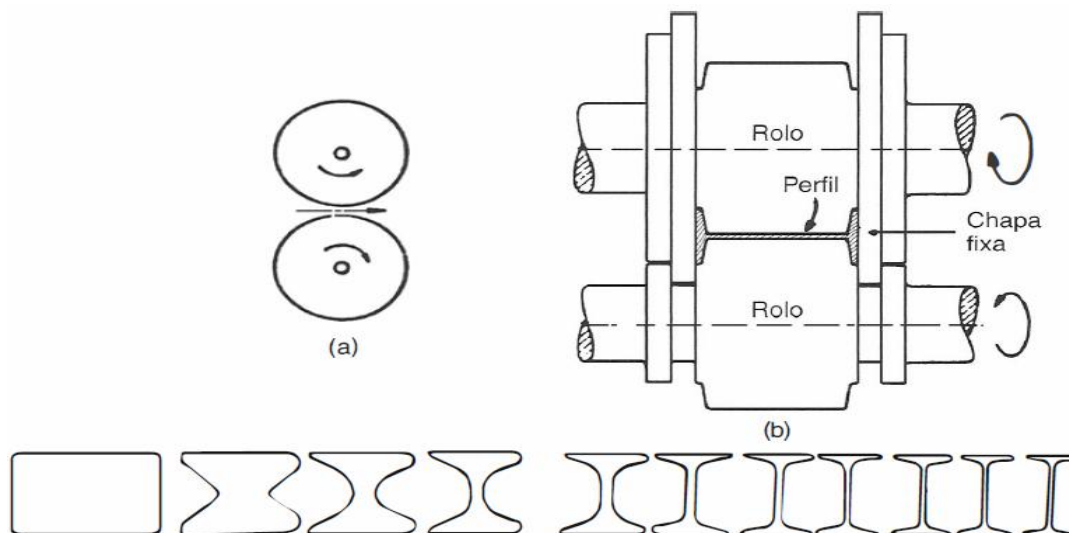
5.1 - Perfis laminados

O aço, nada mais é, do que a liga de ferro-carbono em que o teor de carbono pode variar entre 0,008% até 2,11%. Dessa forma, a quantidade de carbono aumenta a resistência do aço, contudo o torna mais frágil (PFEIL, PFEIL, 2009).

O aço está presente na sociedade de diversas formas, sendo que na construção civil, o primeiro material siderúrgico utilizado, por volta de 1780 e 1820, foi o ferro fundido, com a construção de pontes ou arcos treliçados, sendo que o material ferro fundido submetido à compressão. O aço pode ser classificado em diversas categorias, porém, se tratando de aço estrutural, é necessário que ele tenha em suas propriedades boa ductilidade, homogeneidade e soldabilidade, além de elevada relação entre a tensão resistente e a de escoamento (PFEIL, PFEIL, 2009).

O processo de laminação é o que transforma o aço nos principais produtos siderúrgicos utilizados pela construção civil, dentre eles chapas e perfis laminados. A Figura a seguir mostra como é feito o processo de laminação até chegar no formato desejado de um perfil do tipo I.

Figura 6 - Esquemas de laminadores: (a) Seção dos rolos do laminador. Os rolos giram em sentidos contrários, comprimindo a peça metálica aquecida ao rubro. A seção da peça é reduzida e seu comprimento aumentado. (b) Esquema de rolos para laminação de perfil I, com uma altura determinada pela distância entre as chapas fixas. Modificando-se o espaçamento entre os rolos, podem ser laminados perfis I de diferentes espessuras de alma. (c) Fases progressivas de laminação do perfil I.



Fonte: Pfeil, Pfeil, 2009.

Os perfis laminados são produzidos na usina siderúrgica pelo processo de laminação a quente, onde a seção geométrica final é determinada pela configuração dos roletes responsáveis pela conformação a quente do tarugo, que inicialmente têm seção quadrada ou retangular. Suas dimensões são padronizadas em função dos perfis mais utilizados comercialmente, apresentando uma ampla gama de dimensões. Caso os perfis disponibilizados em catálogo não atendam ao projeto, usa-se optar por perfis formados a frio ou perfis soldados (SILVA, 2012).

Os perfis laminados fabricados no Brasil dividem-se em duas séries: W e HP. A nomenclatura padrão dos perfis é a série (W ou HP) seguida da altura nominal e da massa por unidade de comprimento. Por exemplo: W 310 x 44,5 ou HP 250 x 62; (SILVA, 2012).

O aço utilizado pela siderúrgica Gerdau na cidade de Ouro Branco, Minas Gerais, para a fabricação desses perfis é o ASTM (*American Society for Testing and materials*) A572 Gr 50, com as seguintes propriedades:

- Tensão de escoamento $f_y = 345$ MPa;
- Tensão de ruptura $f_u = 450$ MPa;
- Módulo de elasticidade $E = 200.000$ MPa;
- Módulo de elasticidade transversal $G = 77.200$ MPa;
- Coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$;
- Coeficiente de dilatação térmica $\beta_a = 12 \times 10^{-6}/C^{-1}$;
- Massa específica $\gamma_a = 7850$ kg/m³.

Estas também são as propriedades do aço adotado para as análises que são feitas nesta dissertação.

Dentre os perfis laminados, produzidos no Brasil, o que será adotado para este trabalho, será o perfil do tipo “I”, pois, em se tratando de vigas de aço para suportar lajes de concreto, este tipo de perfil é o mais utilizado, conforme mostrado na figura abaixo.

Figura 7 - Perfil I de aço laminado



Fonte: ArcelorMittal, 2018.

5.2 – Perfis alveolares

As vigas alveolares, também conhecidas como vigas de almas expandidas, tiveram sua origem na Europa, no século XX, por volta do ano de 1930. As vigas alveolares do tipo casteladas (vigas onde a abertura é hexagonal), foram patenteadas em 1939 pelo inglês Geoffrey Murray Boyd. Sua criação teve como objetivo tentar suprir a necessidade de perfis com altura superior à dos perfis I laminados produzidos pela indústria da época (VIEIRA 2014).

Os perfis alveolares são fabricados a partir de perfis I laminados, cortados longitudinalmente segundo um traçado próprio que possibilita separar as duas metades obtidas, deslocá-las e depois soldá-las, obtendo assim uma sequência de aberturas na alma que fica com altura superior à do perfil original (VIEIRA 2014).

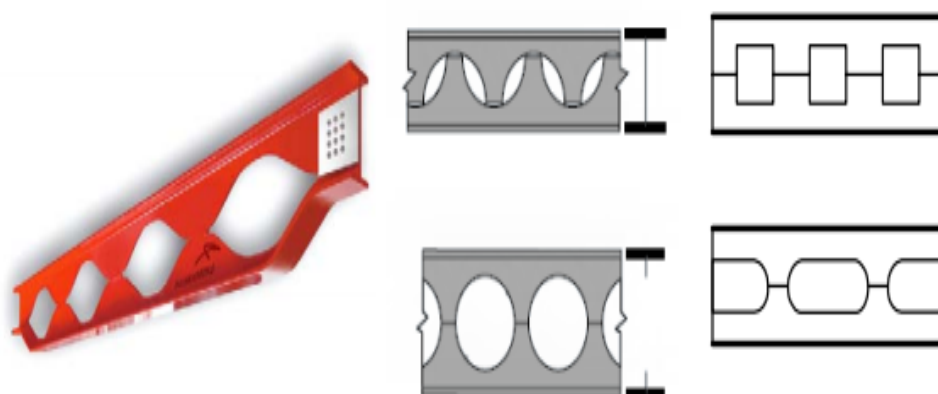
Alguns padrões de cortes estabelecidos têm por critério expandir a altura do perfil original em 50%, porém outras razões de expansão podem ser estabelecidas, desde que as condições de resistência da viga sejam verificadas. Na literatura é usual encontrar razões de expansão entre 30% e 70%, sendo o aumento da altura em 50% o mais utilizado, devido à economia na quantidade de aço. (SILVEIRA, 2011).

Como a alma da viga é aumentada, conseqüentemente a altura da seção transversal cresce conduzindo a um perfil alveolar com inércia maior do que a do perfil original e, portanto, com maior resistência a flexão e maior rigidez aos deslocamentos na direção vertical no plano médio da alma. Todavia, as aberturas na alma podem ocasionar redução da capacidade de resistência da viga sob algumas determinadas condições de carregamentos, onde podem ocasionar, junto aos alvéolos, instabilidades localizadas devido à esbeltez dos elementos (RODRIGUES, 2007).

5.3 – Geometria dos perfis alveolares

Por conta dos avanços tecnológicos, através do sistema de Comando Numérico Computadorizado (CNC), é possível se obter, com precisão, diversos traçados para padrões de cortes, podendo diversificar assim, o formato dos alvéolos (SILVEIRA 2011). A Figura a seguir mostra alguns exemplos de aberturas em um perfil laminado.

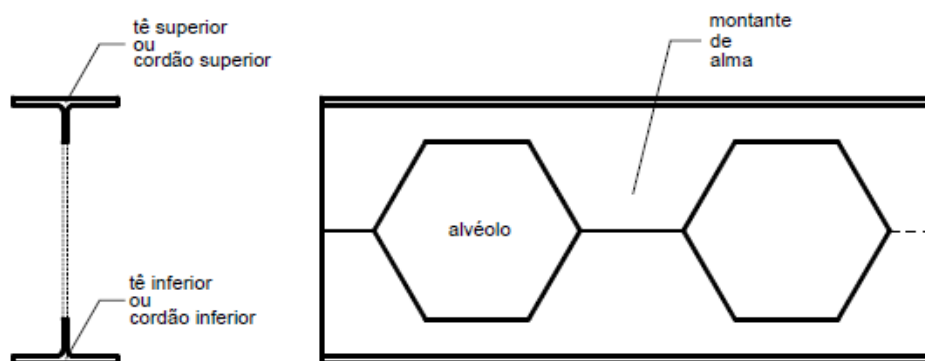
Figura 8 - Diversas tipologias de vigas alveolares



Fonte: Silveira, 2011.

Independentemente do formato dos alvéolos, algumas características de perfis de alma expandida são as mesmas, conforme está ilustrado na figura a seguir.

Figura 9 - Exemplo de nomenclatura dos elementos de um perfil alveolar do tipo castelado

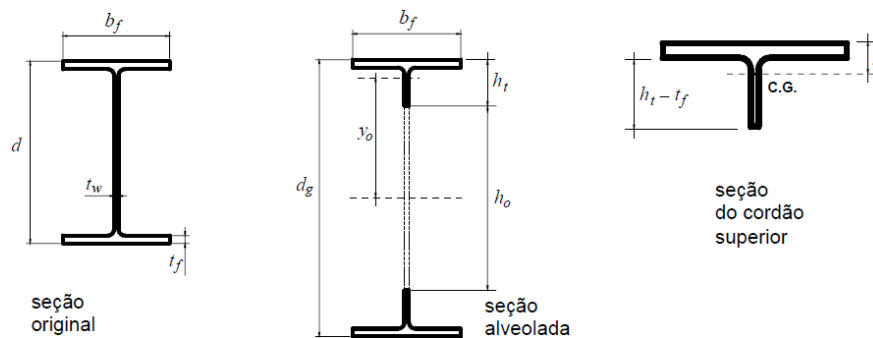


Fonte: Silveira, 2011.

5.3.1 - Seção transversal de perfis alveolares

Na figura a seguir são apresentados os elementos que compõem a seção transversal de uma viga alveolar, ressaltando também as expressões que são adotadas para o cálculo destas seções.

Figura 10 - Identificação dos elementos das seções transversais



Fonte: Silveira, 2011.

$$d_g = kd + 2b \quad (4.1)$$

Sendo:

d_g = altura total da seção expandida;

d = altura total da seção original;

k = razão de expansão ($\frac{d_g}{d}$).

$$h_0 = 2[d(k - 1) + b] \quad (4.2)$$

Se não houver chapa expansora (b) e $k = 1,5$, $h_0 = d$;

Sendo:

h_0 = altura do alvéolo;

b = meia altura da chapa expansora.

$$h_t = \frac{d_g - h_0}{2} = \frac{d - a}{2} \quad (4.3)$$

Sendo:

h_t = altura total do cordão ou tê.

$$a = d(k - 1) \quad (4.4)$$

Sendo:

a = altura do lado inclinado em aberturas hexagonais.

$$A_t = t_f(t_f - t_w) + \frac{h_0 t_w}{4} \quad (4.5)$$

Sendo:

A_t = área da seção transversal do cordão tê.

$$y_0 = \frac{h_0}{2} + h_t - \bar{y} \quad (4.6)$$

Distância do centro de gravidade do cordão ao eixo da viga.

$$\bar{y} = \frac{b_f t_f^2 + h_t^2 t_w - t_f^2 t_w}{2(b_f t_f + h_t t_w - t_f t_w)} \quad (4.7)$$

Posição do centro de gravidade do cordão, conforme mostrado na figura anterior.

$$Z_{x0} = 2A_t y_0 \quad (4.8)$$

Módulo resistente plástico da seção vazada.

$$I_{x0} = 2(I_t + A_t y_0^2) \quad (4.9)$$

Maior momento de inércia da seção vazada.

$$I_t = \frac{b_f t_f^3}{12} + b_f t_f \left(\bar{y} - \frac{t_f}{2} \right)^2 + \frac{t_w (h - t_f)^3}{12} + t_w (h_t - t_f) \left(\bar{y} - \frac{h_t + t_f}{2} \right)^2 \quad (4.9)$$

Sendo:

I_t = momento de inércia do cordão em relação ao seu centro de gravidade.

Abaixo estão listadas algumas variáveis que fazem referência aos elementos da viga da seção transversal nas expressões de cálculo:

- d altura total do perfil original
- b_f largura da mesa do perfil original
- t_f espessura da mesa do perfil original
- t_w espessura da alma do perfil original
- d_g área total da seção da viga alveolar
- h_t altura do cordão (ou tê)
- a altura do lado inclinado em aberturas hexagonais ou octogonais (metade da altura da abertura, quando não há chapa expansora)
- A_t área da seção transversal de um cordão
- I_t momento de inércia de um cordão em relação ao seu eixo baricêntrico
- W_t módulo resistente elástico do cordão em relação à borda do alvéolo
- a maior largura do alvéolo
- h_o altura do alvéolo
- D_o diâmetro do alvéolo (no caso de alvéolo circular)
- y_o distância do centro de gravidade do cordão ao eixo da viga
- y_a distância do centro de gravidade do cordão à borda superior do alvéolo
- y_b distância do centro de gravidade do cordão à face externa da mesa superior
- b_w menor largura do montante de alma
- W_{x_o} módulo resistente elástico na seção vazada da viga alveolar
- Z_{x_o} módulo resistente plástico na seção vazada da viga alveolar
- f_y tensão de escoamento do aço

τ_y tensão correspondente ao escoamento por cisalhamento

M_{plo} momento de plastificação da viga alveolar na seção do alvéolo

p passo = distância entre centros de alvéolos adjacentes

s lance = meio passo (distância que uma das metades do perfil cortado longitudinalmente é deslocada em relação à outra para montar o perfil alveolado).

Ao longo dos anos vários padrões geométricos foram sendo desenvolvidos a partir do perfil castelado (Figura 11). Alguns desses padrões são comumente utilizados nos países da Europa e na América. Esses formatos, na maior parte das vezes, levam o nome dos seus desenvolvedores. Os diversos padrões que foram sendo criados tiveram por finalidade a descoberta por uma geometria perfeita que pudesse atender as demandas das construções e as máquinas de cortes disponíveis em cada época (SILVEIRA, 2011).

Figura 11 – Perfis castelados



Fonte: Silveira, 2011.

Se tratando de alvéolos hexagonais, os padrões mais usuais são:

- Litzka;
- Peiner;
- Anglo-saxão.

A tabela 1 mostra os parâmetros geométricos para cada modelo de Abertura.

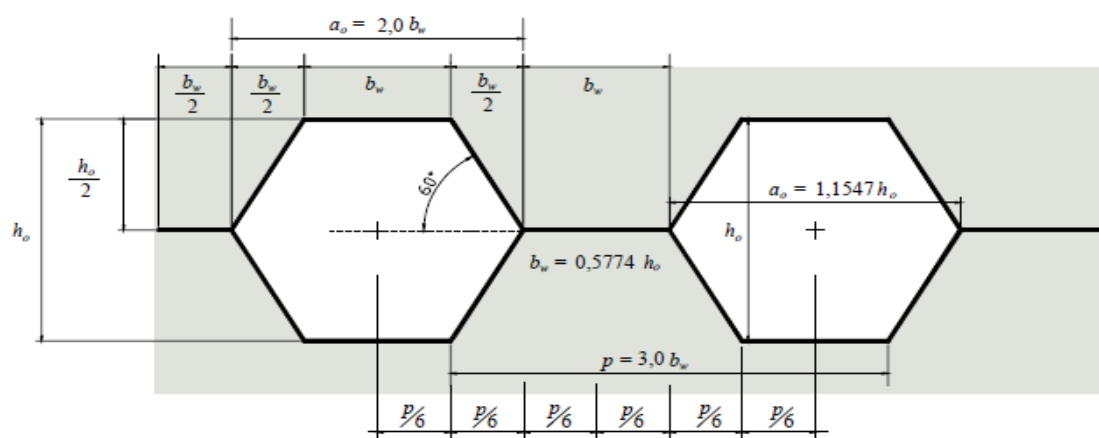
Tabela 1 - Parâmetros geométricos para vigas alveolares

	Tipo de abertura		
	Litzka	Peiner	Anglo-Saxão
p	$1,7322d$	$1,5d$	$1,08d$
b_w	$0,5774d$	$0,5d$	$0,25d$
a_0	$1,155d$	d	$0,83d$
b_l	$b_w / 2$	$b_w / 2$	$0,29d$

Fonte: Brinkhus, 2015.

O padrão Litzka (FIGURA 12) foi desenvolvido por Hubert Litzka, um dos primeiros fabricantes de perfis com furo na alma. As principais características desse tipo de perfil são as aberturas hexagonais regulares e proporções sempre medidas em relação ao passo, dividido em seis partes iguais (SILVEIRA, 2011).

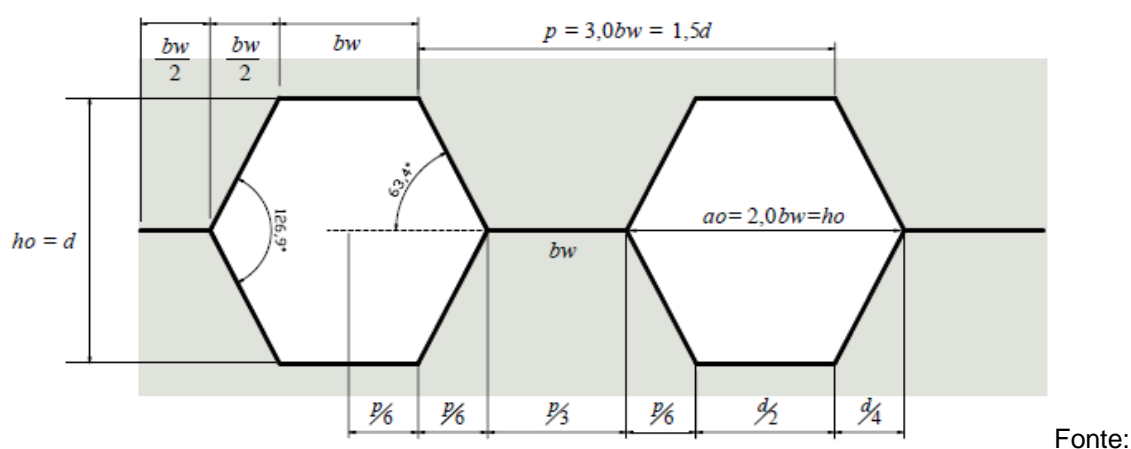
Figura 12 - Geometria do padrão Litzka.



Fonte: Silveira, 2011.

O traçado do padrão Peiner (FIGURA 13) se diferencia do Litzka simplesmente pela largura do montante da alma ou da abertura do alvéolo, que resulta em um ângulo interno de $63,4^\circ$. Nesse tipo de corte também é possível que montantes e alvéolos sejam medidos em relação ao passo, sempre o dividindo em seis partes iguais. Isso influencia na obtenção das equações de dimensionamento, já que os braços de alavanca considerados nos equilíbrios dos momentos são os mesmos para ambos os padrões (SILVEIRA, 2011).

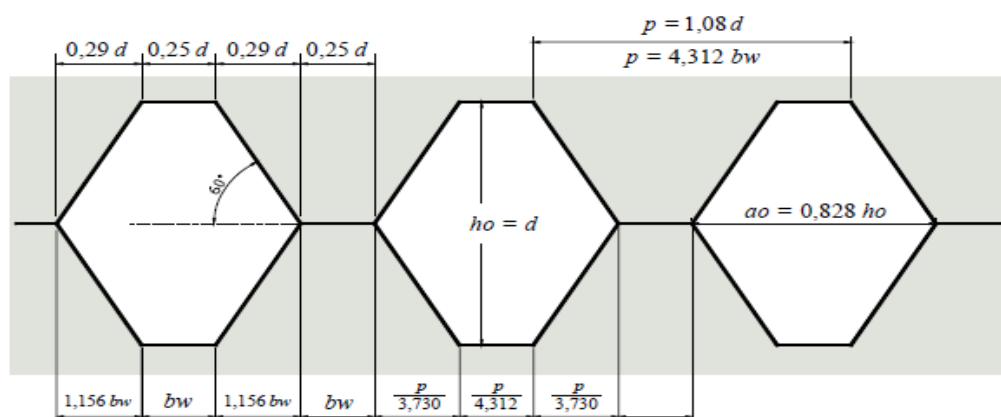
Figura 13 - Geometria do padrão Peiner



Silveira, 2011.

Já no padrão Anglo-saxão (FIGURA 14), é apresentado um ângulo interno de 60° e as proporções das aberturas são tomadas de forma que o passo tenha um valor ótimo de $1,08 d$. Esse valor admite uma largura do montante suficiente para que não ocorra o rompimento da região que foi soldada e, ao mesmo tempo, reduzida o bastante para evitar a formação de mecanismo plástico nos cordões, de modo a minimizar os riscos de haver um colapso (SILVEIRA, 2011).

Figura 14 - Geometria do padrão Anglo-saxão



Fonte: Silveira, 2011.

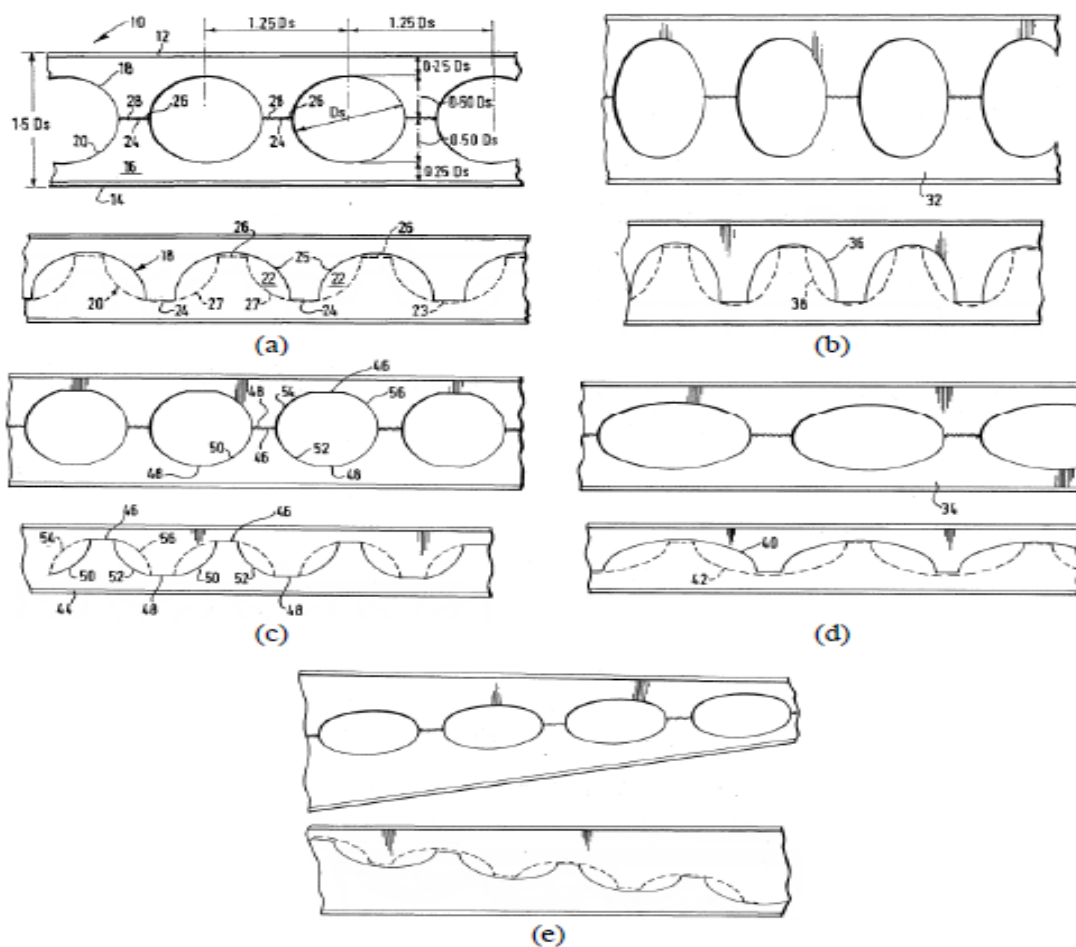
Perfis com aberturas circulares são padrões bastante difundido, além de poderem apresentar diversas combinações de diâmetros e distância entre centros de aberturas. Esse padrão foi criado por Peter A. Walker em 1990, no Reino Unido.

Segundo consta no documento da patente, o padrão celular é definido pelas seguintes proporções:

- a razão entre o diâmetro da abertura e a altura da viga expandida é igual a 0,67 ($e1 = D_o/d_g = 0,67$);
- a razão entre o passo e o diâmetro da abertura é igual a 1,25 ($e2 = p/D_o = 1,25$).

O documento também faz menção de outras variações de padrões de vigas celulares, como a viga de inércia variável, a viga com aberturas circulares alongadas vertical ou horizontalmente, e as chamadas “vigas híbridas”, com parte do corte reto e parte em arco (FIGURA 15), (SILVEIRA, 2011).

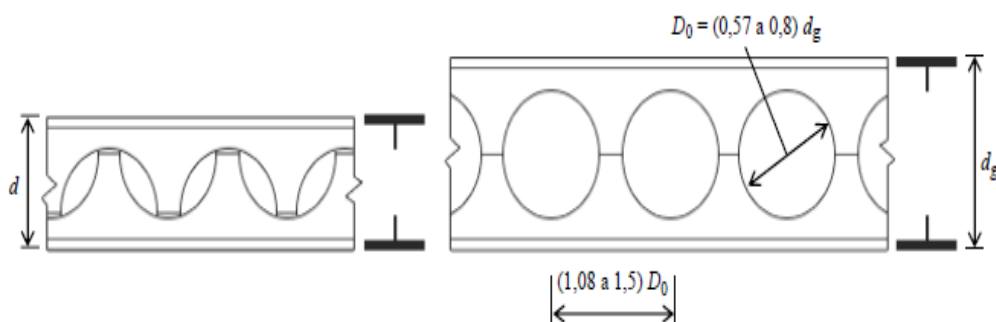
Figura 15 - Vigas celulares (a) com abertura circular; (b) com abertura circular alongada verticalmente; (c) "híbrida", (d) com abertura circular alongada horizontalmente; (e) de inércia variável.



Fonte: Silveira, 2011.

Posteriormente, publicações mais recentes mostram algumas outras razões e_1 e e_2 para a execução de vigas celulares. Usualmente, essas variáveis são mantidas dentro de certos limites que oferecem resultados compensadores, como mostra a Figura 16 (SILVEIRA, 2011).

Figura 16 - Geometria de vigas celulares



Fonte: Silveira, 2011.

5.4 - Vigas alveolares para uso em sistemas mistos aço-concreto

Processos construtivos em estruturas mistas a cada dia vêm ganhando mais espaço na indústria da construção civil brasileira, por se tratar de algo mais eficiente e, ao mesmo tempo, econômico, pois nesse tipo de sistema, é explorado o melhor desempenho de cada elemento estrutural que será utilizado, uma vez que o concreto trabalha melhor à compressão e o aço à tração, formando assim um sistema estrutural considerado “completo”. (FERRARI, 2013).

Nos dias de hoje existe uma preocupação muito grande em reduzir-se o número de pilares em projetos de edifícios de múltiplos andares, uma vez que com essa redução a área útil dos pisos será aumentada, obtém-se maior flexibilidade na elaboração do layout e reduz-se a quantidade de fundações, entre outras vantagens. Por esses motivos, o emprego de vigas metálicas capazes de vencer grandes vãos e que seja economicamente viável, tem sido tão estudado e tão exigido nos projetos de grande porte, como é o caso do edifício de múltiplos andares demonstrado na figura a seguir. (ABREU, 2010).

Figura 17 - Edifício de múltiplos andares com vigas alveolares do tipo celular



Fonte: Abreu, 2010.

Para sistemas mistos, estima-se que com a utilização de vigas alveolares, produzidos a partir de perfis laminados, podem ser vencidos vãos da ordem de 20% superior aos que são estruturados com os perfis laminados de origem devido ao aumento de, aproximadamente, 50% na altura quando se utiliza a viga castelada. A Figura abaixo mostra como pode ser feita a interação da estrutura de aço com as instalações técnicas, de modo que com a utilização de vigas alveoladas também há um ganho na altura global da edificação. (ABREU, 2010).

Figura 18 - Interação da estrutura com instalações técnicas



Fonte: Abreu, 2010.

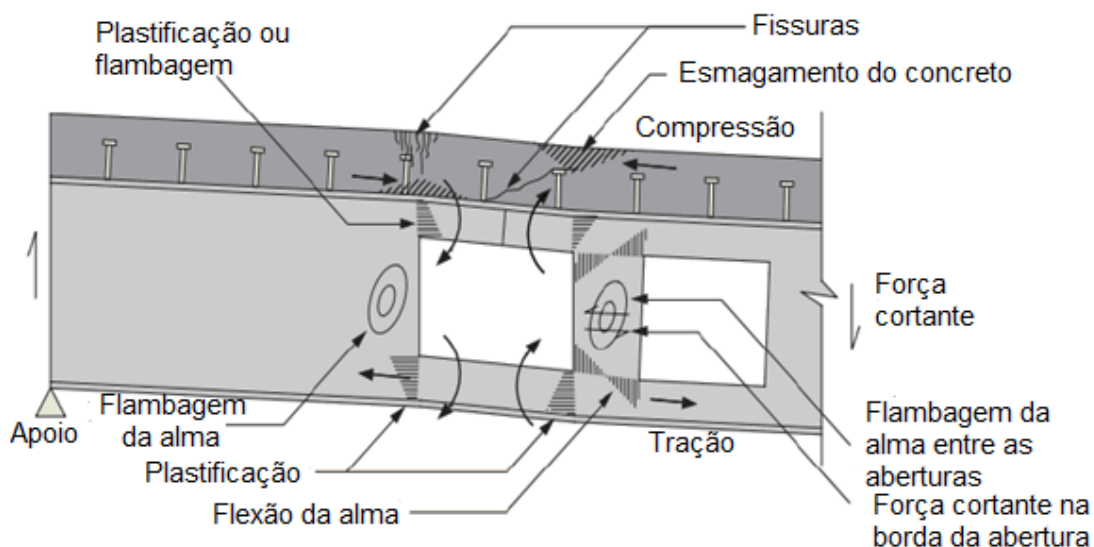
5.5 - Estudos analíticos de vigas alveolares

Foi desenvolvido, por Gibson e Jenkis (1957), um método capaz de obter uma estimativa aproximada do maior carregamento que vigas alveolares são capazes de suportar, esse método foi feito, principalmente, para vigas casteladas com o corte padrão anglo-saxão, levando-se em conta um comportamento de vigas Vierendel e com base na observação do estudo fotoelástico de um modelo. Também foram pesquisados os tipos de vigas alveolares disponibilizadas no mercado, onde foi comparado o desempenho do modelo aproximado com os resultados experimentais. Os perfis que foram desenvolvidos foram analisados como sendo vigas biapoiadas e contendo uma carga concentrada no meio do vão. A partir dos ensaios com o carregamento pôde-se observar a distribuição de tensões e deformações que ocorreram ao longo da viga. Constatou-se que os modelos que foram estudados, os resultados ficaram bem próximos ao comportamento apresentados pelas vigas Vierendel, permanecendo dentro do regime elástico. Provavelmente o ocorrido se deve à baixa esbeltez dos modelos ensaiados. O método aproximado proposto apresentou boa correlação com os resultados experimentais, em especial na estimativa da distribuição de tensões e deformações nas vigas alveolares (SILVEIRA, 2011).

5.6 - Estados limites últimos aplicáveis às vigas alveolares

As vigas alveolares mistas apresentam alguns tipos de falhas ou colapsos devidos à presença das aberturas na alma. Esses inconvenientes podem vir a acontecer devido ao aumento da esbeltez da alma da viga e a fenômenos de instabilidade que podem ocorrer junto à borda livre dos alvéolos. Na FIGURA 19, observam-se os modos de falha em uma viga mista com aberturas (BRINKHUS, 2015).

Figura 19 - Modelos de falha de uma viga mista alveolar



Fonte: Brinkhus, 2015.

Os tipos mais comuns de colapso em vigas alveolares são:

- formação de mecanismos plásticos;
- flambagem lateral com torção acompanhada de distorção da alma;
- flambagem do montante da alma;
- ruptura do montante de alma por cisalhamento.

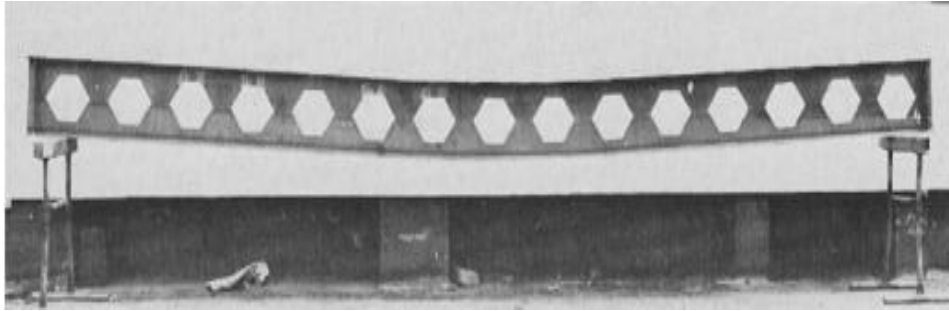
5.7 - Colapso por formação de mecanismo plástico

De acordo com Ferrari (2013), vigas com grandes vãos e com relação altura/vão superior a 20, comumente apresentam o modo de colapso por formação de mecanismo plástico na flexão.

De acordo com a magnitude do esforço cortante e da geometria da viga, pode ser que ocorram momentos secundários na região do alvéolo, formando uma deformação diferencial entre dois montantes da alma e, conseqüentemente, levando à formação de quatro rótulas plásticas nos cantos da abertura. Os painéis se deformam e ganham o formato de um

paralelogramo. A seguir é demonstrado, através da Figura 20, um ensaio realizado a fim de obter uma deformação por mecanismo plástico.

Figura 20 - Deformação de uma viga castelada em um ensaio de carga uniformemente distribuída



Fonte: Ferrari, 2013.

5.8 - Colapso da viga por flambagem lateral com torção acompanhada de distorção da alma

Assim como ocorre em vigas de alma cheia, as vigas alveolares podem também sofrer flambagem lateral dependendo do seu comprimento destravado.

O modo de colapso por flambagem lateral com torção envolve um deslocamento lateral e um giro da seção transversal. Os dois movimentos, no entanto, ocorrem simultaneamente e podem ser explicados pelo fato da extremidade inferior da alma comprimida ser ligada continuamente à parte tracionada por meio da alma. Dessa forma, a parte que é comprimida é parcialmente contida ao tentar se deslocar lateralmente (FERRARI 2013).

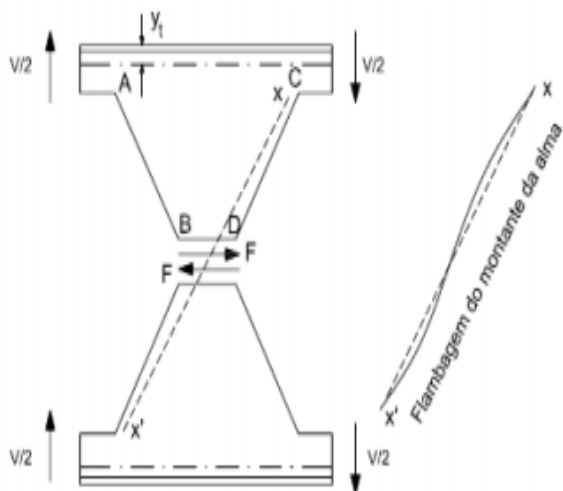
5.9 - Colapso por flambagem do montante da alma

Dependendo da magnitude dos esforços atuantes e da geometria das aberturas, um montante da alma, entre os alvéolos das vigas alveolares pode sofrer flambagem por cisalhamento ou por compressão.

5.9.1 - Flambagem do montante de alma por cisalhamento

A Figura 21 e Figura 22, ilustram as forças que atuam no montante da alma quando ocorre flambagem.

Figura 21 - Flambagem do montante de alma de viga alveolar por cisalhamento



Fonte: Ferrari, 2013.

Existem alguns fatores relacionados à geometria dos alvéolos que são capazes de influenciar a presença de flambagem da alma da viga, são eles:

- altura da abertura em relação à altura total da seção;
- altura da abertura em relação à largura mínima do montante de alma;
- largura mínima do montante de alma em relação à espessura da chapa;
- altura da alma em relação à espessura da chapa.

Figura 22 - Flambagem do montante de alma de viga alveolar celular (esquerda) e castelada (direita)



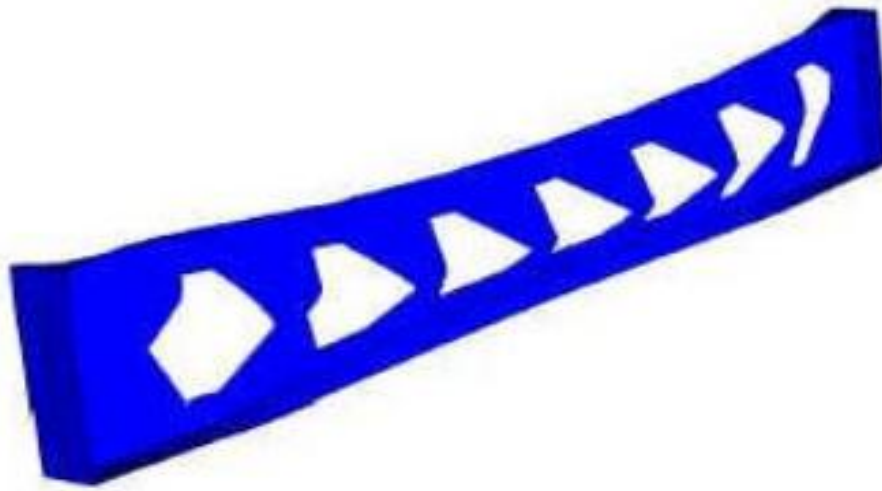
Fonte: Ferrari, 2013.

5.9.2 - Flambagem do montante de alma por compressão

Diferentemente do que ocorre na flambagem de alma por cisalhamento, na flambagem de alma por compressão, o montante sofre um deslocamento para fora do plano de viga sem que ocorra torção, comportando-se como um pilar que está sujeito a compressão. Esta forma de colapso na maior parte das vezes acontece nas regiões próximas aos apoios ou em pontos de carregamento concentrado. (FERREIRA 2013)

Contudo este tipo de colapso, se comparado com vigas alveolares somente de aço, usadas em coberturas, é menos grave quando se trata de vigas alveolares mistas devido à distribuição da carga concentrada por meio da laje. Portanto, entende-se que para este tipo de colapso a análise de vigas alveolares mistas deve ser diferenciado. A Figura a seguir mostra uma análise computacional do comportamento de viga alveolar referente ao colapso por flambagem do montante de alma por compressão.

Figura 23 – Deformações em uma viga após flambagem do montante de alma por compressão obtida por meio de simulação numérica

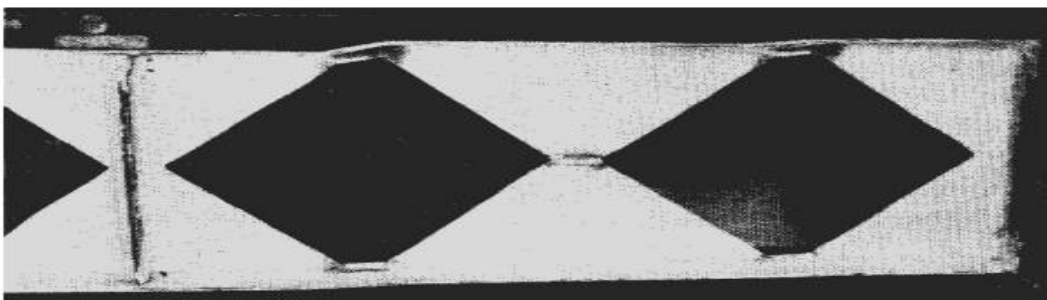


Fonte: Ferrari, 2013.

5.10 - Ruptura do montante de alma por cisalhamento

A ruptura na região da solda horizontal de emenda ocorre geralmente em vigas onde a relação entre o comprimento da solda e a distância entre as aberturas é pequena, visto que esse modo de colapso ocorre quando as tensões de cisalhamento na região soldada alcançam a tensão do escoamento do material. Entretanto, a ruptura do montante da alma por cisalhamento não é comum e geralmente acontece quando outros tipos de colapsos estão envolvidos. A Figura a seguir mostra um ensaio feito numa viga alveolar que apresentava este modo de colapso.

Figura 24 - Modelo de viga castelada com plastificação na região da solda, ensaiada por Toprac e Cooke (1959)



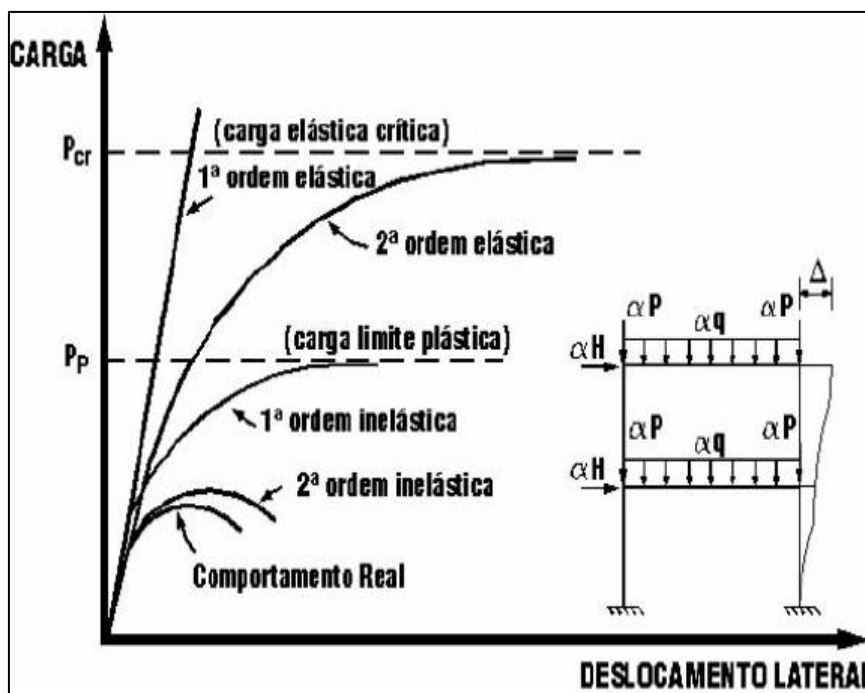
Fonte: Ferrari, 2013

5.11 – Estudo numérico

O estudo numérico consiste em um processo que tem como finalidade determinar os efeitos das ações nas estruturas. Esses efeitos, na maioria dos casos, são descritos em termos de esforços solicitantes e deslocamentos, onde são obtidos através de equações de equilíbrio e de compatibilidade de deslocamentos. Estando em acordo com as normas vigentes para determinado tipo de estrutura, cabe ao projetista definir qual tipo de análise será utilizado para analisar o comportamento estrutural dos materiais envolvidos.

De acordo com Pires Filho (2011), a análise pode ser classificada quanto aos materiais e quanto ao efeito dos deslocamentos. Na figura abaixo é possível observar um comparativo entre as curvas de carga e o deslocamento lateral, o que representa resultados de diferentes tipos de análise estrutural, sendo que o comportamento da estrutura exemplificado na 4, depende da consideração ou não da linearidade geométrica e do material.

Figura 25 - Tipos de análise



Fonte: Pires Filho, 2011.

5.11.1 – Classificação da análise quanto aos materiais

A análise numérica dos materiais está associada à lei de Hooke, que nada mais é do que um método que determina a deformação sofrida por um corpo elástico através de uma força. Segundo a teoria de Hooke, a distensão de um material elástico é diretamente proporcional à força aplicada sobre ele, onde é representado matematicamente por:

$$F = kx \text{ (xy)}$$

Sendo:

F = força elástica;

K = constante elástica;

X = deformação ou alongamento do meio elástico.

O fato de se considerar ou não a linearidade física do material permite fazer a distinção entre análise elástica ou análise plástica (PIRES FILHO, 2011).

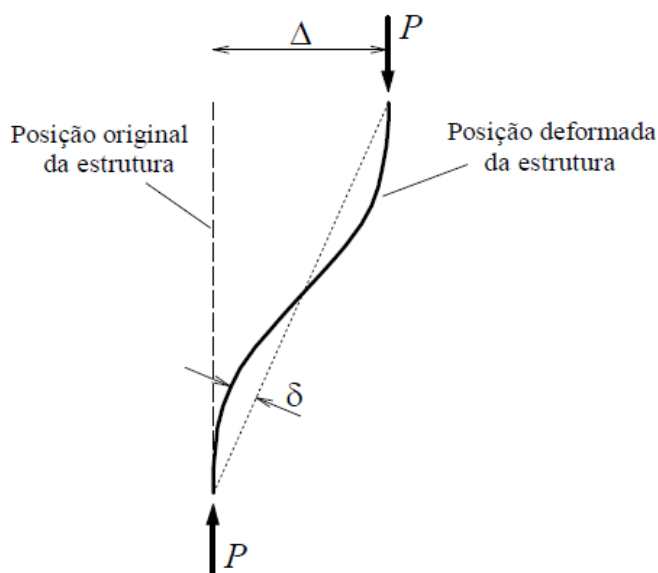
5.11.2 – Classificação da análise quanto aos deslocamentos

- Análise de primeira ordem: Se trata de uma análise um pouco mais simplificada e bastante utilizada, pois nela o equilíbrio é verificado considerando a estrutura na sua posição original, ou seja, indesejada.
- Análise de segunda ordem: ao contrário da análise de primeira ordem, neste estudo o equilíbrio já é verificado levando-se em consideração a mudança da geometria da estrutura após um carregamento, onde pode-se comparar a influência que as tensões admitidas exercem sobre os materiais (PIRES FILHO, 2011).

De acordo com o autor Pires Filho (2011), os efeitos de segunda ordem compreendem à amplificação dos esforços solicitantes e deslocamentos devido à presença de uma força axial associada a deslocamentos laterais,

isso ocorre devido a curvatura da barra e rotação de corda ($P - \delta$ e $P - \Delta$), respectivamente, como apresentado na figura a seguir (PIRES FILHO, 2011).

Figura 26 - Efeitos globais e locais



Fonte: Pires Filho, 2011.

5.11.3 – Estudos numéricos sobre vigas alveolares

Ao longo dos anos vários autores se dedicaram em realizar modelagens numéricas, através do método dos elementos finitos, de vigas alveolares e vigas alveolares mistas com a finalidade de observarem o seu comportamento mediante a tensões de carregamento solicitante.

Os primeiros que analisaram vigas alveolares através do método dos elementos finitos (MEF), foram Humphrey e Sunley, em 1969 (*apud* Gonçalves, 2015).

Já em 2001, Chung *et al* (*apud* Ferrari, 2013), desenvolveram equações de dimensionamento para o modo de colapso por formação de rótulas plásticas em vigas celulares, onde também foi estabelecido diagramas de interação momento fletor x força cortante para o pré-dimensionamento de vigas com a

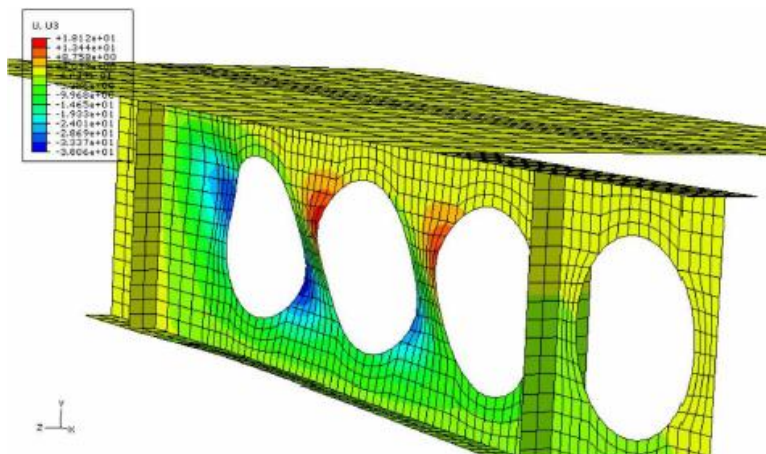
alma expandida. De modo que fosse validado as equações de dimensionamento, foram desenvolvidos modelos numéricos de vigas celulares. Contudo, o método desenvolvido obteve resultado de 5 a 10% inferiores que os obtidos por meio de modelos numéricos para regiões de baixos valores de momento fletor. No entanto, nas regiões de momento fletor mais elevado as equações se mostraram conservadoras.

Shanmungam *et al* (2002) (*apud* Ferrari, 2013), fizeram estudos, onde puderam validar modelos numéricos de vigas alveolares para identificação do carregamento último de colapso. Esses modelos se afastaram no máximo 10% dos resultados experimentais encontrados na literatura.

No ano de 2008 Lotfollahi-Yaghin e Ahmadi (*apud* Brinkhus,2015), desenvolveram análises numéricas no programa de análise estrutural ANSYS. O estudo consistiu na comparação de modos de vibração e da frequência de excitação em vigas casteladas e vigas de alma cheia. Foram realizados modelos contidos lateralmente em alguns pontos e ao longo de todo o vão. Ficou claro, portanto, que quanto maiores as aberturas nas vigas alveolares, menor será o carregamento dinâmico gravitacional necessário para um determinado modo de vibração. Também pode-se constatar que vigas casteladas possuem maior flexibilidade comparada às vigas de alma cheia.

Em 2010, Bake (*apud* Gonçalves, 2015), fez um estudo que prevê os modos e a carga de colapso de vigas alveolares e vigas alveolares mistas sob temperatura ambiente e em situação de incêndio. Esta análise pôde ser realizada através do programa de análise estrutural ABAQUS. De acordo com o autor o resultado da análise numérica é compatível com o tamanho do incremento de carga e as condições de contorno. Apenas uma mudança nas condições de contorno aplicadas na mesa superior da viga de aço foi capaz de alterar o modo de colapso por flambagem do montante de alma para o colapso por mecanismo Vierendeel. Diferentemente do que ocorreu para as vigas sob situação de incêndio, o modelo numérico de vigas em temperatura ambiente foi sensível à amplitude da imperfeição geométrica inicial. A figura a seguir ilustra o trabalho realizado por Bake (2010).

Figura 27 - Flambagem do montante de alma da viga alveolar mista sob temperatura ambiente



Fonte: Gonçalves, 2015.

Ferrari (2013), desenvolveu uma pesquisa sobre modelo numérico de elementos finitos, através do programa de cálculo estrutural ABAQUS, onde tinha por finalidade fazer uma simulação do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto susceptíveis ao colapso por flambagem do montante de alma e por plastificação. A autora usou como base modelar cinco vigas, das quais eram pertencentes a programas experimentais encontrados nas literaturas. Para os elementos da viga alveolar de aço foram utilizados elementos de casca fina (SHELL) e para a laje de concreto foram utilizados elementos tipo sólido (SOLID), que permitem representar de maneira mais realista a geometria das lajes, inclusive as que utilizam fôrma de aço incorporada. Para caracterizar o comportamento mecânico do concreto utilizou-se o Modelo de Dano com Plasticidade, que permite caracterizar, de maneira adequada, a relação Tensão \times Deformação no concreto. As imperfeições geométricas iniciais foram consideradas com valor igual a $d_g/1000$, sendo d_g a altura total do perfil expandido. Os resultados encontrados por meio do modelo numérico apresentado pela autora, foram de excelente concordância com os resultados experimentais, uma vez que este foi capaz de representar a interação total e parcial entre o aço e o concreto, caracterizar a carga máxima e os modelos de colapso.

5.12 – Steel Deck

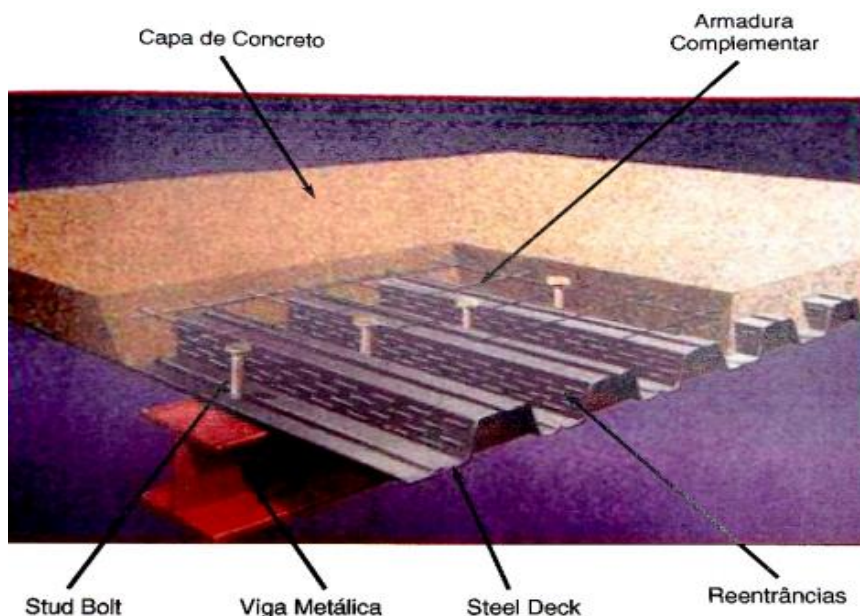
De acordo com Saúde (2016), uma laje mista (aço-concreto) é formada por chapa de aço perfilada, onde sua resistência foi calculada de modo que a chapa resista ao seu peso próprio e do concreto antes da cura. Neste tipo de laje é necessário que haja armadura superior destinada a impedir que o concreto fissure. A estrutura passa a ser considerada assim que a cura do concreto acontece. A resistência aos momentos fletores positivos atuantes é dada pela própria chapa perfilada de aço, estando o concreto comprimido nas suas nervuras. Nas zonas de momento negativo é necessário incorporar eventualmente uma armadura de reforço.

Para que não haja problemas em relação a união do aço e do concreto, de modo a se tornarem uma estrutura única mista, é de grande importância que todo o conjunto apresente boa conexão entre si. Para que isto aconteça, é necessário ter conectores de cisalhamento que tenham capacidade de resistir às tensões longitudinais cisalhantes que podem ocorrer da laje para a viga (SILVA, 2010).

Em busca de um sistema construtivo misto, simplificado e industrializado para que fossem feitas as análises do comportamento das vigas alveolares, chegou-se à conclusão que um método adequado para esta pesquisa seria o sistema de lajes mistas do tipo *Steel deck*, por ser composto por chapas de aço e concreto moldado “*in loco*” e que tem como característica principal eliminar a desforma, dispensar o uso de escoramentos e da armadura positiva em barras de aço.

Como a fôrma de aço possui mossas, existe uma conexão mecânica entre o aço da fôrma e o concreto, formando a laje mista. A conexão da laje com o perfil de aço é feita através de conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça (*Stud bolts*), assim torna-se possível o cálculo de vigas mistas. Essas características fazem com que a integração do aço com o concreto seja umas das principais vantagens da utilização deste método construtivo. A Figura a seguir as componentes da estrutura mista com *Steel deck*.

Figura 28 - Laje mista do tipo *Steel Deck*



Fonte: Deliberato, 2006.

O sistema *Steel deck* é composto por telas eletrosoldadas que combatem os momentos negativos, o que também ajuda a prevenir trincas superficiais na laje.

O sistema *Steel Deck* ainda não conta com normas técnicas nacionais, porém para se dimensionar esse tipo de estrutura os projetistas têm como referência as seguintes normas brasileiras: ABNT - NBR 6118/2014 (Projeto de Estrutura de Concreto - Procedimento), ABNT - NBR 8800/2008 (Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios), e ABNT - NBR 14323/2013 (Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio).

Como as fôrmas de aço têm espessuras reduzidas, com tamanhos de 0,75 mm a 120 mm, desconsiderando a camada de Zinco, fazem com que sejam muito alto os índices de esbeltez dos elementos componentes da seção transversal, ou seja, as tensões que podem provocar o estado limite de flambagem localizadas são menores que a tensão de escoamento do aço no regime elástico (DELIBERATO, 2006).

As espessuras de chapas para a fôrma de aço (*Steel Deck*) comercializadas no Brasil são: 0,80 mm, 0,95 mm e 1,95 mm, já os comprimentos variam de acordo com o projeto, onde podem chegar a 12m, que é o limite máximo transportado por via terrestre.

À resistência característica à compressão do concreto para esse tipo de processo é de no mínimo 25 MPa. Não é recomendado o uso de aditivos a base de cloretos, pois podem agredir a galvanização da chapa. Também não é indicado o uso desse tipo de laje mista em locais de atmosfera com presença de elementos corrosivos e a laje mista deve ser usada com uma atenção maior onde as sobrecargas chegam a ser superiores a 3 t/m². (BARROS, 2014).

Todas as armaduras necessárias, a especificação da tela metálica, quando utilizada como parte estrutural, pode ser variada de acordo com o projeto. Para o dimensionamento do *Steel Deck* são empregadas tabelas, feitas pelos próprios fabricantes, onde são especificadas a espessura da chapa e a espessura da capa de concreto ideal para atender às solicitações de sobrecarga e os vãos determinados no projeto (BARROS, 2014).

Com ampla utilização na Europa, nos Estados Unidos e na Austrália, o *Steel Deck* diminui problemas com relação ao uso de concreto armado em lajes, tornando os processos construtivos dessa estrutura ainda mais atrativos. De acordo com Brendolan (2007), dentre outras vantagens do sistema com relação ao concreto armado, lista-se algumas a seguir:

- A chapa de aço funciona como fôrma para o concreto fresco e como permanece na estrutura, não é necessário desforma;
- na maioria das ocasiões é dispensado a utilização de escoramentos;
- com maior facilidade de instalação e rapidez construtiva, é possível grande redução no prazo de execução da obra;
- diminuição do peso próprio com conseqüente redução dos custos de fundação;

- ideais para edifícios altos em estrutura de aço, dada a sua rapidez de execução;
- as chapas são transportadas facilmente, pois são leves;
- a qualidade das chapas e dos elementos de fixação é controlada em fábrica, com tolerâncias rígidas e procedimentos de qualidade estabelecidos.

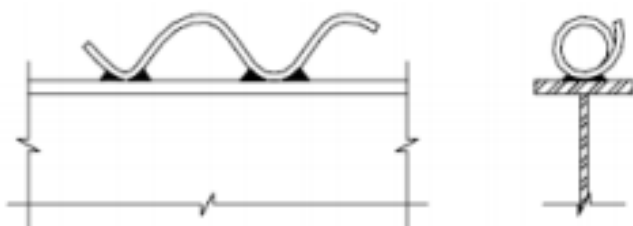
Ainda de acordo com Brendolan (2007), pode-se citar como desvantagem das lajes mistas, se comparadas às lajes de concreto armado, é maior a utilização de vigas secundárias caso não seja utilizado escoramento ou fôrmas com altura elevada, devido às limitações de cura do concreto.

5.13 – Conectores de cisalhamento

Para garantir a total interação da viga de aço com a laje de concreto, de forma que eles trabalhem como única seção, é necessário que se utilize conectores de cisalhamento. (BREMER, 2007).

As primeiras evidências de estudos com conectores de cisalhamento foram descobertos na Suíça, em parceria com um projeto chamado de “Sistema Alpha”. Nesse sistema construtivo, a transferência de cisalhamento horizontal da laje de concreto para a viga, era feita através de barras redondas em formato de hélice. Este conector espiral (hélice), era soldado no topo da mesa superior da viga de aço em pontos de contato ao longo do comprimento da viga, conforme mostrado na Figura 29 (CHAVES, 2009).

Figura 29 - Primeiro conector proposto - conector espiral

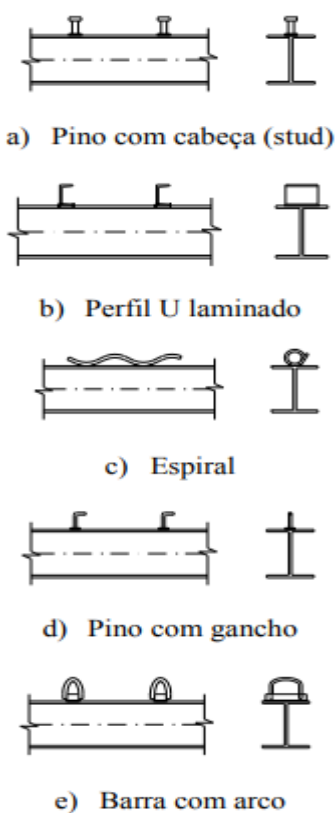


Fonte: Chaves, 2009.

Após este período foram surgindo vários tipos de conectores, onde puderam ser aprimorados através de ensaios de resistência e desenvolvidos para suprirem vários tipos de situações específicas.

A figura abaixo mostra alguns exemplos de conectores que são usados em vigas mistas de pontes e edifícios, sendo utilizados tanto para perfis de aço laminados como também para os perfis soldados (BREMER, 2007).

Figura 30 - Exemplos e conectores



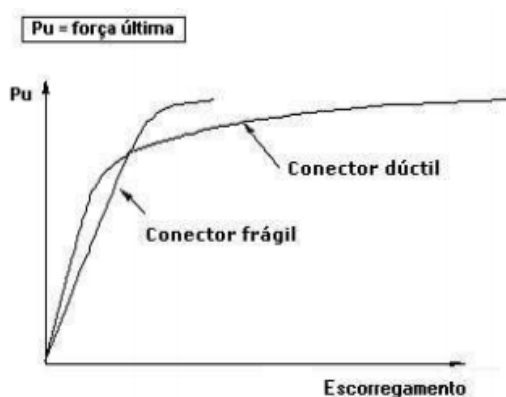
Fonte: Bremer, 2007.

Os conectores podem ser classificados como sendo dúcteis ou frágeis. A ductilidade dos conectores está relacionada ao seu comportamento quando está sujeito a ação do fluxo de cisalhamento longitudinal gerado entre o perfil de aço e a laje de concreto, quando funcionam como viga mista.

A viga estando em regime elástico, a ductilidade ou fragilidade dos conectores não afetam no comportamento da viga, porém altera a resposta da conexão em regime último ou “pós-elástico”. Isso acontece por causa da

redistribuição do fluxo de cisalhamento longitudinal entre os conectores. Assim, sob carregamento crescente, um conector dúctil, próximo a atingir a sua resistência máxima, pode continuar a deformar-se, sem que se rompa, permitindo que os conectores mais próximos absorvam, por sua vez, maior força de cisalhamento e atinjam também a sua capacidade total, num processo de uniformização da resistência da conexão. Isto justifica a hipótese de comportamento plástico ideal da conexão ao cisalhamento na estrutura, o que permite espaçar igualmente os conectores, sem diminuir a resistência máxima da conexão, como é ilustrado no gráfico abaixo (Bremer, 2007).

Figura 31 - Comportamento estrutural dos conectores



Fonte: Bremer, 2007.

É importante salientar quão grande é importante a ductilidade dos conectores, pois é através disso que se tem a garantia que o colapso de uma viga por ruptura de ligação aço-concreto será do tipo “dúctil” e não “frágil”, onde as consequências de um possível colapso poderiam ser desastrosas (BREMER, 2007).

Segundo Bremer (2007), para que um conector de cisalhamento seja considerado dúctil, ele deve ter algumas características, sendo que se o conector não se enquadrar às especificações ele é considerado como sendo rígido, a menos que seja comprovada, através de ensaios, que a capacidade de deformação seja satisfatória. As características são:

- Ser do tipo pino com cabeça (*stud bolt*), com diâmetro que não seja maior que 22mm (7/8") e comprimento total não menor que quatro vezes o diâmetro;
- Resistência característica do concreto à compressão não maior que 30MPa (corpo-de-prova cilíndrico).

De acordo com Oliveira, *apud* Bremer (2007), o momento último de falha de um conector flexível é mais dúctil, ou seja, menos desastroso do que de um conector rígido. Apesar do modo de colapso, um conector do tipo flexível não é considerado um conector ideal por apresentar deformação quando sujeito a cargas e, portanto, é propenso a fadiga. Já os conectores rígidos não se deformam sob carga, logo não sofrem com problemas de fadiga e proporcionam uma conexão praticamente sem deslizamento na fase de serviço. Contudo, nesse tipo de conector pode ocorrer ruptura frágil por esmagamento ou cisalhamento do concreto, o que é um problema.

Um conector de cisalhamento é considerado ideal quando o deslizamento é considerado inexistente para cargas de serviço e ductilidade em colapso. Dessa forma, as características de um conector rígido são desejáveis no estado limite de serviço e as de um conector flexível são desejáveis em estado limite último (LEONHARDT *apud* BREMER, 2007).

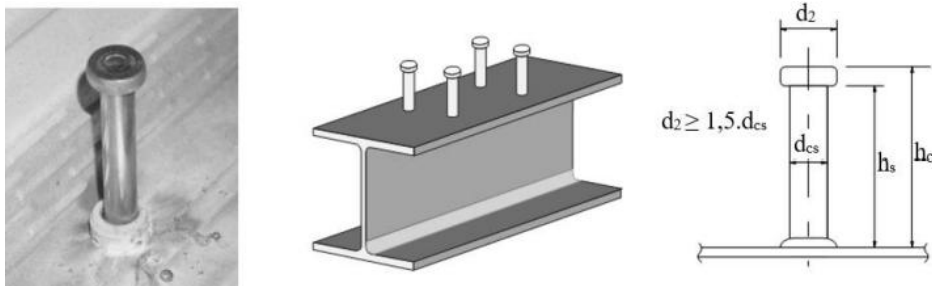
Os conectores mais utilizados são aqueles que são citados pelas normas ABNT 8800/2008 e AISC/2005, pois possuem expressões para cálculo da resistência nominal ou tabelas com valores descritos nas normas. Dentre os mais utilizados destacam-se o conector do tipo pino com cabeça (*stud bolt*) e o conector tipo perfil "U".

5.13.1 - Conector *Stud bolt*

O conector do tipo pino com cabeça (*stud bolt*), (FIGURA 32) foi desenvolvido por Nelson Stud Welding, na década de 1940. Atualmente é o modelo de conector mais utilizado pelo setor da construção civil. Este conector se trata de um pino especialmente desenvolvido para funcionar como um eletrodo de solda por arco elétrico e ao mesmo tempo, após ser realizada a

soldagem, ele passa a ser utilizado como conector de cisalhamento, possuindo uma cabeça com dimensões padronizadas para cada diâmetro.

Figura 32 - Detalhes do conector *stud bolt*



Fonte: Veríssimo, 2011 *apud* Barbosa, 2016.

O aço que é utilizado para fabricar os conectores do tipo pino com cabeça, é o ASTM-108 grau 1020, com resistência mínima de 415 Mpa e limite de escoamento igual ou superior a 345 Mpa (BARBOSA, 2016).

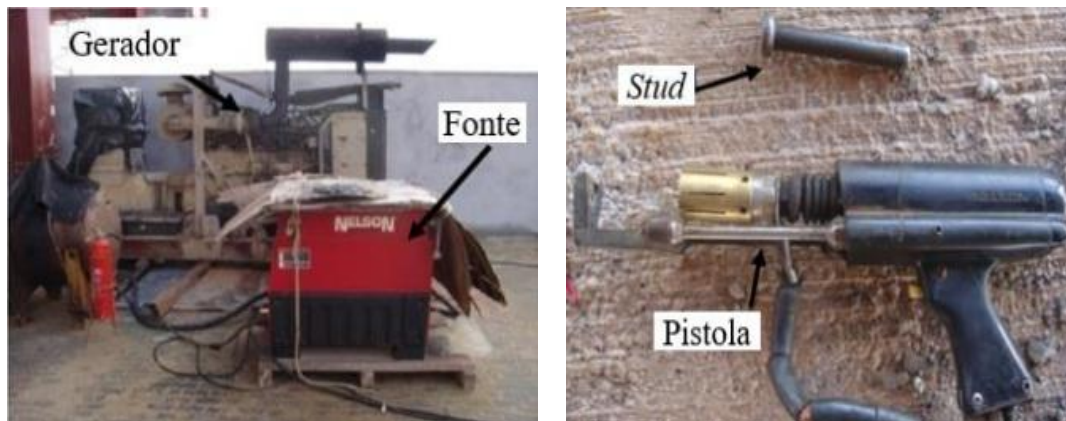
Têm-se como principais vantagens do uso deste conector a alta velocidade de soldagem, boa ancoragem no concreto, facilidade de disposição da armadura da laje e a facilidade de produção em larga escala (BARBOSA, 2016).

De acordo com o mesmo autor, dentre as desvantagens da utilização deste conector destaca-se o fato da pistola de solda específica para o conector do tipo pino com cabeça demandar um gerador próprio, com uma potência de 225 kVA, sem contar que a está pistola pode vir a ter um custo elevado de aquisição, e que o gerador e a necessidade de boa infraestrutura de energia no canteiro de obras oneram o projeto, podendo até mesmo chegar ao ponto de não ser economicamente viável o uso deste conector.

O *stud bolt* não é recomendado em situações onde a sobrecarga de utilização (variável) represente grande parcela do carregamento total, o que pode levar ao comprometimento do sistema misto por conta da fadiga. Portanto este sistema não é recomendado em estruturas mistas, onde é necessário o uso de concretos classe C30 ou superiores, pois a resistência destes elementos passa a ser governada pela resistência da seção transversal do

stud. Este tipo de fenômeno pode vir a ocorrer, pois o *stud bolt* é um conector flexível (MAHDI, 2012 *apud* BARBSA, 2016). A Figura abaixo mostra o material necessário para soldar os conectores do tipo pino com cabeça.

Figura 33 - Gerador e pistola para solda do conector *stud bolt*



a) Gerador e fonte elétrica para soldas dos *studs*

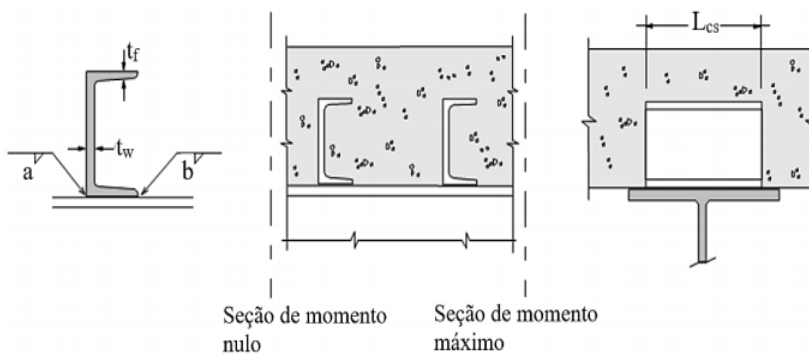
b) Pistola para solda dos *studs*

Fonte: Barbosa, 2016.

5.13.2 - Conector U

Além do conector *stud bolt*, o conector do tipo “U” também é bastante utilizado nacionalmente. Ele é obtido a partir dos perfis U ou C, dispostos com o plano da alma perpendicular ao eixo da viga. Como este conector conta com uma espessura da alma relativamente pequena, logo sua inércia também não será grande, já que a inércia está diretamente relacionada à altura da alma, o que o caracteriza como sendo um conector flexível, onde é mais suscetível as deformações que o conector pino com cabeça. A área de contato entre o conector e a laje de concreto é consideravelmente maior que o *stud bolt*, o que o leva a ter uma melhor distribuição de tensões no concreto. Como é demonstrado na figura a seguir (BARBOSA, 2016).

Figura 34 - Conector "U"



Fonte: Barbosa, 2016.

Segundo Veríssimo (2007) *apud* Barbosa (2016), existem três principais dificuldades em relação a utilização do perfil U enquanto conector de cisalhamento, são elas:

- em sistemas onde as lajes são pré-fabricadas, geralmente o espaço disponível sobre a mesa da viga de aço é insuficiente para o emprego do conector U;
- o perfil U não é compatível com a fôrma metálica e esta fôrma é bastante utilizada em sistemas com lajes maciças;
- a produtividade na instalação não é alta.

A FIGURA 35 mostra os conectores do tipo U sendo utilizados para compor uma estrutura.

Figura 35 - Conector U soldado às vigas em um canteiro de obras



Fonte: Barbosa, 2016.

5.14 - Cálculo de resistência dos conectores

No mercado de construção civil são fabricados vários tipos de conectores, cada um com características distintas, das quais são feitos para atender determinados tipos de situações. Dentre essa gama de conectores, existem aqueles que, devido a suas características e trabalhabilidade, são mais utilizados, quer em edifícios ou em pontes. Sendo assim, as normas relativas às construções mistas apresentam valores da resistência nominal ou expressões para cálculo desta resistência, com base em inúmeros programas de ensaio (DAVID, 2007).

Além das expressões que são normatizadas, existem outras que são deduzidas por autores, onde essas expressões não existem nas normas, talvez por não terem a quantidade de ensaios laboratoriais suficientes ou por serem muito específicas a determinado modelo de laje, armadura ou outras características que restrinjam a sua utilização (DAVID, 2007).

A norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 e a norma americana AISC/2005, apresentam expressões para o cálculo da resistência dos conectores *stud bolt* e do conecto U laminado, embutidos em lajes maciças ou em fôrma de aço incorporada. As expressões para o cálculo são iguais, todavia a norma americana despreza o coeficiente de ponderação da resistência (γ_{cs}), portando os valores que são obtidos através das expressões de cálculo da norma brasileira são valores de cálculo (Q_{Rd}), enquanto os valores da norma americana, são nominais (Q_n).

5.14.1 - Conector *Stud bolt*

De acordo com a norma brasileira ABNR NBR 8800/2008, a resistência de cálculo de um conector de cisalhamento do tipo pino com cabeça, totalmente embutido na laje maciça, consiste no menor valor das seguintes expressões de cálculo:

$$Q_{Rd} = \frac{1}{2} \frac{A_{cs} \sqrt{f_{ck} E_c}}{\gamma_{cs}} \quad (4.1)$$

$$Q_{Rd} = \frac{R_g R_p A_{cs} f_{ucs}}{\gamma_{cs}} \quad (4.2)$$

Onde:

Q_{Rd} é o valor de cálculo da capacidade de um conector;

γ_{cs} é o coeficiente de ponderação da resistência do conector, igual a 1,25 para combinações últimas de ações normais, especiais ou de construção e igual a 1,10 para combinações excepcionais;

A_{cs} é a área da seção transversal do conector;

f_{ucs} é a resistência à ruptura do aço do conector;

f_{ck} é a resistência característica à compressão do concreto;

E_c é o módulo de elasticidade do concreto;

R_g é um coeficiente para consideração do efeito de atuação de grupos de conectores;

R_p é um coeficiente para consideração da posição do conector;

Ainda de acordo com a norma NBR ABNT 8800/2008 as propriedades do concreto de densidade normal devem obedecer à norma de Projetos e estruturas de concreto NBR ABNT 6118/2014. Assim, a resistência característica à compressão desse tipo de concreto, f_{ck} , deve encontrar-se entre 20 MPa e 50 MPa e os seguintes valores devem ser adotados:

$$E_{ci} = 5600 \sqrt{f_{ck}} \quad (4.3)$$

$$E_{cs} = 0,85 E_{ci} \quad (4.4)$$

Sendo:

E_{ci} , o módulo de elasticidade, considerado como o módulo de deformação tangente inicial, onde E_{ci} e f_{ck} são dados em megapascal (para a situação usual em que a verificação da estrutura se faz em data igual ou superior a 28 dias);

E_{cs} é o módulo de elasticidade secante, a ser utilizado nas análises elásticas de projeto, especialmente para determinação de esforços solicitantes e verificação de estados limites de serviço.

A norma NBR ABNT 8800/2008, ainda traz algumas considerações sobre as propriedades do concreto de baixa densidade, onde a massa específica mínima é de 1500 Kg/m³ e densidade máxima de 2200 Kg/m³ sem armadura, o módulo de elasticidade secante, em megapascal, deve ser adotado como sendo:

$$E_{cs} = E_c = 40,5 \left(\frac{\rho_c}{100} \right)^{1,5} \sqrt{f_{ck}} \quad (4.5)$$

De acordo com a norma AICS/2005 *apud* David (2007), o módulo de elasticidade do concreto, com massa específica mínima de 1500 Kg/m³ e máxima de 2500 Kg/m³ é dada pela expressão a seguir:

$$E_c = 0,043 \rho_c^{1,5} \sqrt{f_{ck}} \quad (4.6)$$

Onde:

ρ_c é a massa específica do concreto;

f_{ck} é a resistência característica à compressão do concreto, em megapascal.

Para as duas normas, os valores do coeficiente R_g se encontram dentro da seguinte limitação:

- a) 1,00, para um conector soldado em uma nervura de fôrma de aço perpendicular ao perfil de aço; para qualquer número de conectores em uma linha soldados diretamente no perfil de aço; para qualquer número

de conectores em uma linha soldados através de uma fôrma de aço em uma nervura paralela ao perfil de aço e com relação b_F/h_F igual ou superior a 1,5;

- b) 0,85, para dois conectores soldados em uma nervura de fôrma de aço perpendicular ao perfil de aço; para um conector soldado através de uma fôrma de aço em uma nervura paralela ao perfil de aço e com relação b_F/h_F inferior a 1,5;
- c) 0,70, para três ou mais conectores soldados em uma nervura de fôrma de aço perpendicular ao perfil de aço.

Sendo:

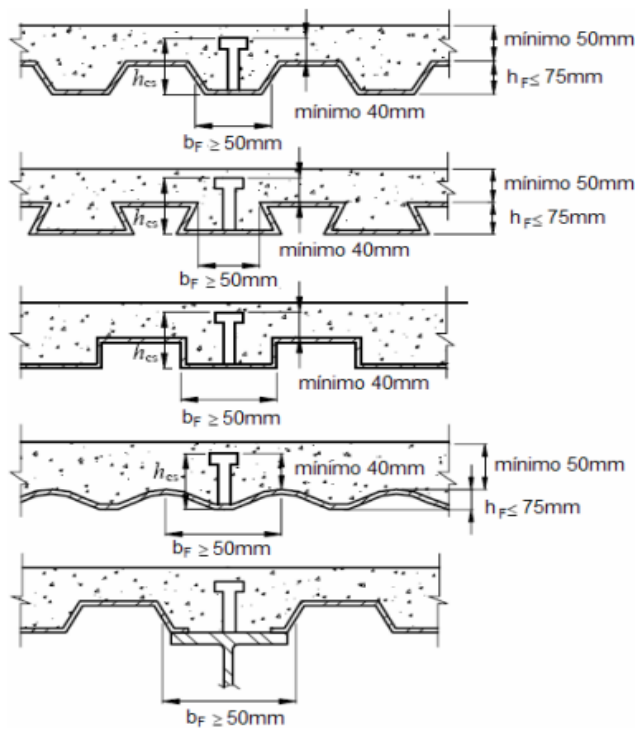
b_F a largura média da mísula ou da nervura situada sobre a viga;

h_F a altura da nervura da fôrma de aço.

Para o coeficiente R_p , as normas limitam o seu valor da seguinte forma:

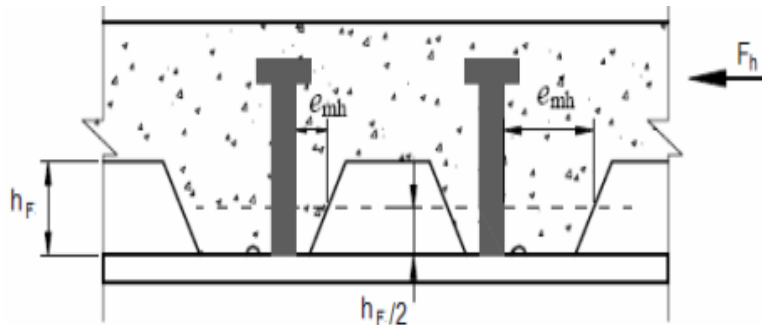
- a) 1,00, para conectores soldados diretamente no perfil de aço e, no caso de haver nervuras paralelas a esse perfil, pelo menos 50% da largura da mesa deve estar em contato direto com o concreto;
- b) 0,75, para conectores soldados em uma laje mista com as nervuras perpendiculares ao perfil de aço e e_{mh} igual ou superior a 50 mm; para conectores soldados através de uma fôrma de aço e embutidos em uma laje mista com nervuras paralelas ao perfil de aço;
- c) 0,60, para conectores soldados em uma laje mista com nervuras perpendiculares ao perfil de aço e e_{mh} inferior a 50 mm. Onde e_{mh} é a distância da borda do fuste do conector à alma da nervura da fôrma de aço, medida à meia altura da nervura e no sentido da força cortante que atua no conector, conforme é ilustrado nas duas figuras a seguir.

Figura 36 - Lajes de concreto com forma de aço incorporada



Fonte: ABNT NBR 8800/2008.

Figura 37 - Instrução do valor a ser tomado para e_{mh}



Fonte: ABNT NBT 8800/2008.

A expressão de cálculo para a determinação do número de conectores é dada por:

$$n = \frac{F_h d}{Q_{rd}} \quad (4.6)$$

Sendo:

n = número de conectores;

F_{hd} = força de cisalhamento de cálculo entre o componente de aço e a laje de concreto, sendo o menor valor dentre a resistência ao escoamento da seção bruta do perfil inteiro de aço e a resistência à compressão da seção da laje considerada como colaborante, ou seja, deve ser igual ao menor valor entre:

$$A_a f_{yd} \text{ e } 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4.7)$$

Sendo:

A_a = área do perfil de aço;

f_{yd} = resistência de cálculo para o aço dos perfis ($f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_{a1}}$);

f_{cd} = resistência de cálculo para o concreto ($f_{cd} = \frac{f_{ys}}{\gamma_s}$);

b = a largura efetiva da laje de concreto;

t_c = a altura da laje de concreto (se houver pré-laje de concreto pré-moldada, é a espessura acima desta pré-laje e, se houver laje com fôrma de aço incorporada, é a espessura acima das nervuras);

5.12.13.2 - Perfil U

De acordo com a norma ABNT NBR 8800/2008, a resistência de cálculo de um conector de cisalhamento do tipo U laminado, totalmente embutido na laje maciça, se dá através da seguinte expressão de cálculo:

$$Q_{Rd} = \frac{0,3(t_{fcs} + 0,5t_{ws})L_{cs}\sqrt{f_{ck}E_c}}{\gamma_{cs}} \quad (4.7)$$

Onde:

f_{cs} é a espessura da mesa do conector, tomada a meia distância entre a borda livre e a face adjacente da alma;

t_{wcs} é a espessura da alma do conector;

L_{cs} é o comprimento do conector;

f_{ck} é a resistência característica do concreto à compressão;

γ_{cs} é o coeficiente de ponderação da resistência do conector, igual a 1,25.

Ainda segundo a norma ABNT NBR 8800/2008, a altura da seção transversal do conector U deve ser igual ou superior a 75 mm e ainda, a força resistente de cálculo de um conector de cisalhamento de perfil U formado a frio deve ser determinada de acordo com a expressão de cálculo (2,7) tomando-se as espessuras da mesa e da alma iguais à espessura da chapa do mesmo (cuidados especiais devem ser tomados para se evitar o aparecimento de trincas na região das dobras e da chapa para formação do conector).

Na norma americana AISC/2005 não é feita referência para o caso de perfis formados a frio, e não são utilizados os valores de cálculo para o dimensionamento, mas sim os valores nominais (DAVID, 2007).

5.15 – Normas

A norma nacional que rege o cálculo e dimensionamento de estruturas de aço e estruturas mistas aço-concreto, ABNT NBR 8800:2008, até sua última revisão no ano de 2008, infelizmente, não faz nenhuma abrangência a respeito de vigas alveolares ou vigas alveolares mistas. Assim, o dimensionamento delas é realizado utilizando-se de bibliografias internacionais e comparando com as normatizações existentes nas vigas de alma cheia.

Para vigas com eventuais furos circulares na alma, a norma ABNT NBR 8800, através do anexo I, faz algumas considerações para que a alma da viga

esteja dentro do parâmetro que tem relação à altura e espessura limite do perfil, essa relação é feita a partir da expressão de cálculo como:

$$\frac{h}{h_t} \leq 3,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (4.8)$$

E cuja mesa comprimida tenha relação de:

$$\frac{b_f}{2t_c} \leq 0,38 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (4.9)$$

Essas expressões de cálculos dizem respeito apenas quando o perfil de aço tiver uma ou mais aberturas que não sejam sistematizadas e sejam eventuais alvéolos, onde não exista a necessidade de cálculos adicionais ou reforço nas aberturas (BRINKHUS, 2015).

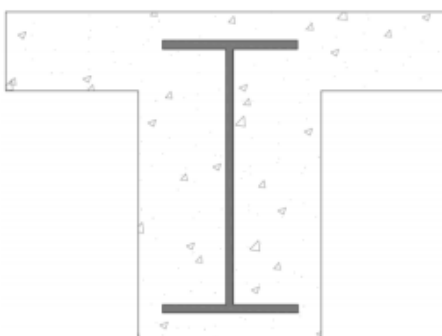
Dentre as principais normas estrangeiras como a norma americana ANSI/AISC 360-10 (2010), que traz especificações para estruturas metálicas, norma europeia EUROCODE 3 (2005), que trata sobre projetos e estruturas de aço e a norma britânica BS 5950 (2001), que fala do uso estrutural de estruturas de aço nas construções, a norma BS 5950 é a única que faz considerações sobre vigas casteladas, onde apresenta as dimensões e configurações da seção e regras para o dimensionamento para o modelo de viga alveolar Anglo-saxão (BRINKHUS, 2015).

6 – ESTUDO ANALÍTICO DE VIGAS MISTAS DE ALMA CHEIA

6.1 – Histórico

Os primeiros registros sobre estudos de vigas mistas datam da década de 1920. O sistema era formado por um perfil do tipo I, envolto por concreto (FIGURA 38).

Figura 38 - Perfil de aço envolvido por concreto

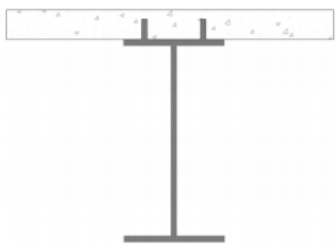


Fonte: Eller, 2011.

Nesta época os Estados Unidos já contavam com estudos relacionados aos conectores de cisalhamento, enquanto países como Canadá, Alemanha e Inglaterra estudavam a junção do aço com o concreto apenas com a aderência natural de ambos, sendo que neste período não considerava-se a participação da laje no trabalho da viga, porém, se tratando de cargas móveis, o sistema construtivo foi considerado como ineficiente. (ELLER, 2011).

Só a partir da década de 1930 é que o modelo de pesquisa avançou e foi, então, desenvolvida a viga mista onde o perfil ficaria exposto, sendo a laje ligada à viga apenas por conectores de cisalhamento. O sistema intensificou-se a partir da segunda guerra mundial e até nos dias de hoje são desenvolvidos estudos a partir deste método construtivo. (ELLER, 2011). A Figura 39 mostra uma estrutura mista aço-concreto como é estudado até nos dias de hoje.

Figura 39 - Perfil de aço exposto



Fonte: Eller, 2011.

6.2 – Generalidades da seção mista

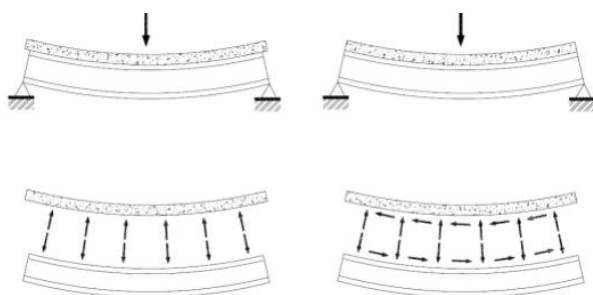
6.2.1 – Comportamento da ligação ao cisalhamento

Como a aderência natural do concreto com armado com o perfil de aço, embora demonstre atingir valores altos, devido a baixa ductilidade, se torna insuficiente para o cálculo da junção dos dois elementos estruturais. Portanto, para que haja união entre os materiais, de modo que eles venham a funcionar como elemento estrutural único, a norma NBR ABNT 8800/2008 - Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas aço-concreto de edifícios, prevê o uso de conectores de cisalhamento. Esses dispositivos metálicos fazem a ligação entre os dois materiais, que permitem a transferência de forças longitudinais do aço para o concreto, além de resistir às forças transversais ao eixo do elemento, que tendem a causar a separação dos materiais na interface entre ambos (BESSA, MACEDO, SILVA, *et al.* 2016).

Em um sistema misto a laje de concreto é solicitada à compressão e a viga de aço é solicitada à tração e os materiais terem propriedades geométricas e mecânicas distintas, a reação em resposta aos carregamentos solicitados também serão distintos, havendo a tendência a um deslizamento relativo entre eles. Portanto, quando o conector que os une é inexistente, este deslizamento ocorre livremente, e a viga sendo híbrida, sem ação mista, com cada material comportando-se de formas diferentes (BESSA, MACEDO, SILVA, *et al.* 2016).

Sendo assim, só existe ação mista quando ambos elementos se deformam de forma homogênea. Na figura a seguir são apresentadas duas vigas de aço biapoiadas, suportando uma laje de concreto. É possível observar na primeira viga que a mesma se comporta como sendo cada elemento agindo de forma independente e com deformações distintas pela falta dos conectores de cisalhamento. Já na segunda viga, onde os conectores então presentes, é possível verificar que a estrutura se comporta de forma homogênea, onde as fibras de concreto tendem a se expandir enquanto as fibras de aço tendem a se contrair, portanto se deformam como um único elemento (BESSA, MACEDO, SILVA, *et al.* 2016).

Figura 40 - Vigas fletidas sem ação mista e com ação mista



Fonte: Bessa, Macedo, Silva, *et al.* 2016.

A região de interface laje e perfil apresenta um comportamento complexo e de grande relevância para o estudo e dimensionamento das estruturas mistas. Grau de conexão e grau de interação são os dois fenômenos que fazem a ligação entre a laje de concreto e a viga de perfil de aço (BESSA, MACEDO, SILVA, *et al.* 2016).

O grau de conexão, nada mais é, do que a relação entre a somatória da resistência individual dos conectores resultante do fluxo de cisalhamento da interação completa. O grau de conexão pode ser considerado como sendo total ou parcial (BESSA, MACEDO, SILVA, *et al.* 2016).

A NBR 8800/2008, em relação ao cálculo do grau de interação, nos apresenta a seguinte fórmula:

$$\eta = \frac{F_{sh}}{F_{sh,min}} \quad (5.1)$$

Onde:

η = grau de conexão de cisalhamento;

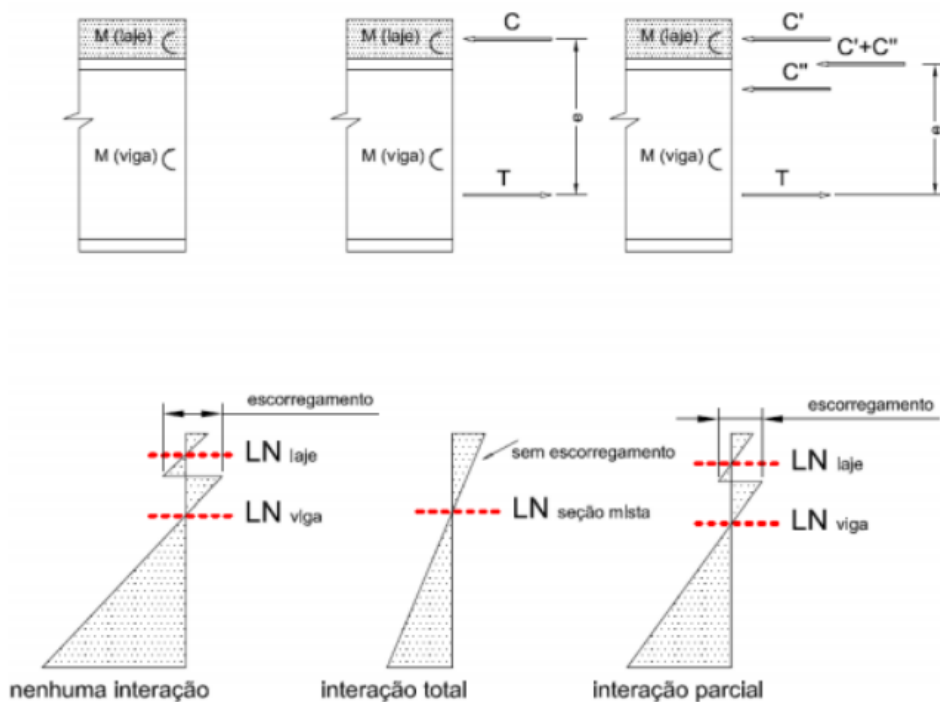
F_{sh} = resistência da conexão ao cisalhamento;

$F_{sh,min}$ = resistência mínima de cisalhamento em situação de conexão completa.

A norma ABNT NBR 8800/2008 admite valores entre 0.4 e 1, sendo 0,4 o valor mínimo e 1 o valor para conexão completa.

O grau de interação relaciona-se com o escorregamento entre a laje em relação ao perfil metálico. Podendo ser nula, parcial ou total. Na interação nula não existe na interface então os dois elementos se deformaram independente e formam-se duas linhas neutras, deixando assim de ser considerado como sendo estrutura mista. Na interação parcial apesar de observar-se a formação de duas linhas neutras, o escorregamento relativo inferior ao caso da interação nula. Por fim, na interação total os elementos se deformam como um único elemento e ocorre a formação de apenas uma linha (BESSA, MACEDO, SILVA, *et al.* 2016). Na Figura a seguir é apresentado diagrama mostrando as variações de deformações em um sistema misto.

Figura 41 - Variação de deformação no sistema misto



Fonte: Bessa, Macedo, Silva, *et al.* 2016

6.2.2 – Tipos de ligação

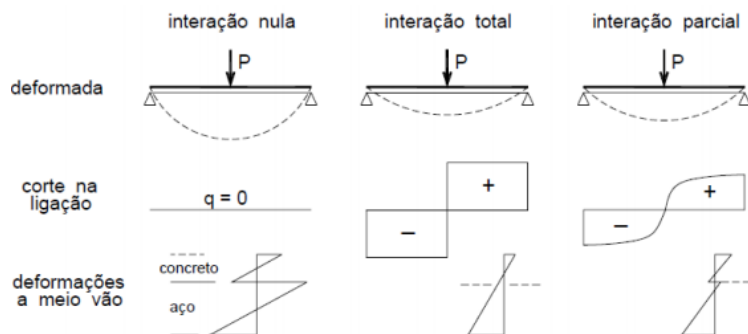
Para fazer o dimensionamento de vigas mistas que são submetidas a flexão, é necessário ter o conhecimento da caracterização do comportamento ao nível da ligação aço-concreto. Sendo duas situações conhecidas neste caso: a interação completa e a interação parcial (ALVA, MALITE, 2005).

No que diz respeito a interação completa, é considerado que exista uma “ligação perfeita” entre o aço e o concreto. Nesta situação, verifica-se a presença de apenas uma única linha neutra, desta forma não há escorregamento longitudinal relativo (ALVA, MALITE, 2005).

Segundo Pfl e Pfl (2011), viga mista com ligação total ao cisalhamento é aquela cujo momento fletor resistente não é determinado pelo corte dos conectores. Ou seja, se for aumentado o número de conectores, isto não afetará no que diz respeito a acréscimo da resistência à flexão. Porém, caso

contrário, têm-se uma viga mista com ligação parcial a cisalhamento. Conforme é demonstrado no diagrama a seguir.

Figura 42 - Interação aço-concreto no comportamento de vigas mistas



Fonte: Alva, Malite, 2005.

Quando chega a acontecer o escorregamento relativo ao nível da ligação aço-concreto, implica em uma descontinuidade no diagrama de deformações, caracterizando, assim, uma interação parcial. Conseqüentemente, a seção transversal da viga obtém duas linhas neutras. O efeito deste escorregamento afeta direto na distribuição de tensões na seção, a distribuição do fluxo de cisalhamento longitudinal na conexão e, conseqüentemente, o grau de deformação presente nas vigas. A deformabilidade é relevante em verificações no regime de utilização da estrutura (ALVA, MALITE, 2005).

Em geral, por se tratar de um fator econômico, são comumente utilizado projetos com ligação parcial. Sendo que em ambos os casos, a determinação da resistência a flexão é feita no regime plástico para seções de perfis compactos (PFEL, PFEL, 2011).

O fluxo de cisalhamento longitudinal, é o nome dado ao dimensionamento da ligação do aço com o concreto em função do diagrama de esforços cortantes longitudinais por unidade de comprimento (ALVA, MALITE, 2005).

Quando há interação completa, a resultante do diagrama do fluxo de cisalhamento longitudinal, nesta dissertação representada por V_h , é dada em

função da máxima força cortante que se pode transmitir através da ligação, sendo esta limitada pelas resultantes máximas de tração e de compressão que podem atuar na viga de aço e na laje de concreto, respectivamente. V_h assume, portanto, o menor desses valores. O número de conectores, no caso de interação completa, deve então ser determinado para resistir à resultante V_h .

Decorrente das condições de vinculação, os momentos fletores negativos estão ligados diretamente ao comportamento estrutural da viga mista biapoiada (ALVA, MALITE, 2005).

6.2.3 – Vigas submetidas apenas a momentos fletores positivos

Nos sistemas mistos, onde as vigas são biapoiadas, a laje de concreto encontra-se predominantemente comprimida e o perfil de aço tracionado, portanto, são elementos estruturais que são submetidos unicamente por momentos fletores positivos (ALVA, MALITE, 2005).

Através dos conectores de cisalhamento, a estabilidade local da mesa superior, caso ela esteja comprimida, é garantida pela ligação desta com a laje de concreto.

Segundo Alva e Malite (2005), a presença da laje de concreto também tem como função garantir a estabilidade lateral, que é obtida como de rigidez infinita no seu plano. Em geral, a flambagem local da alma não é determinante em vigas de edifícios, onde as relações h_w/t_w são relativamente pequenas. Além disso, devido às dimensões usuais de lajes em edifícios, em que a área de concreto assume valores consideráveis, a posição da linha neutra na viga de aço não possibilita grandes zonas comprimidas na alma.

Ainda segundo os autores, em casos onde as vigas são biapoiadas, os momentos fletores e as forças cortantes são estaticamente determinados, e não sofrem influências de fissuração, fluência e retração por parte do concreto.

6.2.4 – Vigas submetidas a momentos fletores negativos

Quando se trata de vigas contínuas, nos trechos intermediários elas são submetidas a momentos fletores positivos e também são submetidas a momentos fletores negativos nas regiões onde se encontram os apoios. A continuidade da viga agrega algumas vantagens, principalmente quando se trata da relação ao ganho de rigidez global da estrutura.

Porém, como esta viga fica sujeita, em algumas partes de sua extremidade, com momentos fletores negativos, é ocasionada uma perda na eficiência no sistema misto, pois além de diminuir a resistência à flexão provocada pela fissuração do concreto tracionado, sujeitam a zona comprimida à flambagem local ou à instabilidade por distorção da viga de aço. Comparando-se com as vigas são simplesmente apoiadas, os cálculos das vigas contínuas são considerados mais complexos.

Os autores Alva e Malite (2005), listaram, o que para eles, são os três fatores que influenciam a resistência ao momento fletor negativo de uma viga mista:

- taxa de armadura longitudinal existente na laje: A altura da zona comprimida da alma é controlada pela força resistente da armadura da laje. A flambagem local da alma e as tensões de compressão na mesa da viga de aço, por sua vez, limitam a taxa da armadura longitudinal da laje.
- instabilidade associada à distorção da seção: Uma considerável restrição lateral e ao giro é oferecida pela laje de concreto à mesa tracionada da viga de aço. A resistência a este tipo de instabilidade depende, portanto, da altura da alma capaz de transmitir a restrição até a mesa comprimida instável.
- flambagem local da alma e da mesa na zona comprimida: O momento resistente é reduzido quando a seção é suficientemente esbelta a fim de

permitir que a flambagem local se desenvolva para níveis de carregamentos abaixo dos que provocariam flambagem por distorção.

6.2.5 - Largura efetiva da mesa de concreto

De acordo com a norma ANT NBR 8800/2008, a largura efetiva da laje de concreto, de cada lado do centro da viga, deve ser menor ou igual ao menor dos seguintes valores:

- a) 1/8 do vão da viga mista, considerando entre linhas de centro dos apoios;
- b) metade da distância entre a linha do centro da viga analisada e a linha do centro da viga adjacente;
- c) distância da linha de centro da viga à borda de uma laje em balanço.

6.2.6 – Escoramento

As vigas quando estão em regime misto podem ser construídas de duas formas diferentes, sendo escoradas ou não escoradas.

Quando se diz respeito a uma estrutura que necessite de escoramento, durante a fase de construção, este apoio deve ser feito de modo que a viga de aço permaneça, praticamente, sem nenhuma solicitação de carga até que a escora seja retirada, o que acontecerá após a cura do concreto (BELLEI, PINHO, PINHO, 2008).

Ainda segundo os autores, quando não há a necessidade de um escoramento, a viga deve atender a todos os limites de cargas antes e depois que o concreto atinja sua resistência de cura de $0,75 f_{ck}$.

No modelo de construção tradicional, com lajes maciças de concreto e fôrmas de madeira, é necessário que haja escoras até que aconteça a cura do

concreto, o que pode vir a gerar alguns trastornos, como obstáculos para passagens de funcionários e equipamentos.

Já o sistema construtivo que faz como uso o *Steel Deck*, dispensa a utilização do escoramento nas lajes, pois se trata de um elemento que suporta as cargas existentes na etapa de construção da obra devido a rigidez que as nervuras geram na fôrma metálica. Com isto, a viga de aço, que recebe as reações da laje, deverá ser responsável por garantir a estabilidade da estrutura até que o concreto atinja uma resistência equivalente A75% do seu f_{ck} (BELLEI, PINHO, PINHO, 2008).

6.2.7 – Seção homogeneizada

De acordo com a norma ABNT NBR 8800/2008, as propriedades da seção mista devem ser obtidas por meio da homogeneização teórica da seção formada pelo componente de aço e pela laje de concreto com sua largura efetiva, dividindo essa largura pela razão modular, conforme a expressão de cálculo abaixo:

$$\alpha_E = \frac{E}{E_c} \quad (6.2)$$

Onde:

E = módulo de elasticidade do aço;

E_c = módulo de elasticidade do concreto.

É desprezada a participação do concreto na zona tracionada. A posição da linha neutra deve ser obtida admitindo distribuição de tensões linear na seção homogeneizada.

6.2.8 – Estado limite último (ELU)

A norma ABNT NBR 8800/2008, à respeito do dimensionamento de vigas mistas biapoiadas, considera como necessário o cálculo do momento resistente e a força cortante resistente da seção. Sendo assim, a norma divide suas expressões de cálculo em seção de aço compacta, critérios de cálculo no regime plástico, seção de aço semicompacta e critérios de cálculo no regime elástico. Nas próximas linhas serão apresentados as equações da resistência dos elementos submetidos a flexão considerando como sendo construção não escorada, portanto, o perfil de aço deve suportar os carregamentos que existem na fase construtiva, antes que o concreto atinja 75% de seu f_{ck} .

Para a determinação do esforço cortante resistente de uma seção mista, a norma ABN NBR 8800/2008, estipula que deve ser considerado apenas a resistência do perfil metálico, conforme a expressão a seguir:

$$V_{d\ res} = \frac{A_w * 0,6 * f_y}{\gamma_{a1}} \quad (6.3)$$

Sendo:

A_w = área da alma da seção de aço;

f_y = tensão de escoamento do aço;

γ_{a1} = coeficiente de minoração da resistência do aço estrutural.

6.2.9 – Seção de aço compacta com interação total

Ainda de acordo com a norma ABNT NBR 8800/2008, se h/t_w for igual ou menor que $3,76\sqrt{E/f_y}$, é considerada seção compacta. Neste caso, não pode haver deslizamento entre o aço e o concreto, ou seja, a resistência é determinada pela plastificação do concreto ou da seção de aço, e não pela resistência dos conectores (PFEIL, PFEIL, 2009).

Para que seja considerado ligação total, é importante garantir um número mínimo de conectores ao longo da viga, de forma que o somatório da resistência de cada conector seja superior ao esforço cisalhante da seção mista.

6.2.10 – Flambagem local da mesa e da alma

A norma ABNT NBR 8800/2008, na página 134, anexo G, apresenta uma tabela com expressões de cálculo (Tabela 2) que limitam os estados limites aplicáveis ao perfil de aço.

Como nesta dissertação é considerado uma viga biapoiada que suporta uma laje de concreto, por a viga estar “presa” em todos os eixos, não haverá torção, portanto, não será considerada, para fins de cálculo, a Flambagem lateral com torção (FLT).

Tabela 2 - Parâmetros referentes ao momento fletor resistente

Tipo de seção e eixo de flexão	Estados-limites aplicáveis	M_r	M_{cr}	λ	λ_p	λ_e
Seções I e H com dois eixos de simetria e seções U não sujeitas a momento de torção, fletidas em relação ao eixo de maior momento de inércia	FLT	$(f_y - \sigma_t)W$ Ver Nota 5	Ver Nota 1	$\frac{L_b}{r_y}$	$1,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	Ver Nota 1
	FLM	$(f_y - \sigma_t)W$ Ver Nota 5	Ver Nota 6	$\frac{b}{t}$ Ver Nota 8	$0,38 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	Ver Nota 6
	FLA	$f_y W$	Viga de alma esbelta (Anexo H)	$\frac{h}{t_w}$	$3,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	$5,70 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
Seções I e H com apenas um eixo de simetria situado no plano médio da alma, fletidas em relação ao eixo de maior momento de inércia (ver Nota 9)	FLT	$(f_y - \sigma_t)W_c$ $\leq f_y W_t$ Ver Nota 5	Ver Nota 2	$\frac{L_b}{r_{yc}}$	$1,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	Ver Nota 2
	FLM	$(f_y - \sigma_t)W_c$ Ver Nota 5	Ver Nota 6	$\frac{b}{t}$ Ver Nota 8	$0,38 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	Ver Nota 6
	FLA	$f_y W$	Viga de alma esbelta (Anexo H)	$\frac{h_c}{t_w}$	$\frac{\frac{h_c}{h_y} \sqrt{\frac{E}{f_y}}}{\left(0,54 \frac{M_{pr}}{M_r} - 0,09\right)^2} \leq \lambda_e$	$5,70 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
Seções I e H com dois eixos de simetria e seções U fletidas em relação ao eixo de menor momento de inércia	FLM Ver Nota 3	$(f_y - \sigma_t)W$	Ver Nota 6	$\frac{b}{t}$ Ver Nota 8	$0,38 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	Ver Nota 6
	FLA Ver Nota 3	$f_y W_{cf}$ Ver Nota 4	$\frac{W_{cf}^2}{W} f_y$ Ver Nota 4	$\frac{h}{t_w}$	$1,12 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	$1,40 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
Seções sólidas retangulares fletidas em relação ao eixo de maior momento de inércia	FLT	$f_y W$	$\frac{2,00 C_b E}{\lambda} \sqrt{J A}$	$\frac{L_b}{r_y}$	$\frac{0,13 E}{M_{pr}} \sqrt{J A}$	$\frac{2,00 E}{M_r} \sqrt{J A}$
Seções-calção e tubulares retangulares, duplamente simétricas, fletidas em relação a um dos eixos de simetria que seja paralelo a dois lados	FLT Ver Nota 7	$(f_y - \sigma_t)W$ Ver Nota 5	$\frac{2,00 C_b E}{\lambda} \sqrt{J A}$	$\frac{L_b}{r_y}$	$\frac{0,13 E}{M_{pr}} \sqrt{J A}$	$\frac{2,00 E}{M_r} \sqrt{J A}$
	FLM	$f_y W_{cf}$ Ver Nota 4	$\frac{W_{cf}^2}{W} f_y$ Ver Nota 4	$\frac{b}{t}$ Ver Nota 8	$1,12 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	$1,40 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
	FLA	$f_y W$	-	$\frac{h}{t_w}$	Ver Nota 10	$5,70 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$

Fonte: ABNT NBR 8800/2008.

Sendo:

FLA - flambagem local da alma;

FLM - flambagem local da mesa comprimida;

FLT - flambagem lateral com torção;

C_w - constante do empenamento da seção transversal;

D - diâmetro externo da seção tubular circular;

I_y - momento de inércia da seção em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma;

I_{yc} - momento de inércia da mesa comprimida em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma (se no comprimento destravado houver momentos positivo e negativo, tomar a mesa de menor momento de inércia em relação ao eixo mencionado);

I_{yt} - momento de inércia da mesa tracionada em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma (se no comprimento destravado houver momentos positivo e negativo, tomar a mesa de maior momento de inércia em relação ao eixo mencionado);

J - constante de torção da seção transversal;

L_b - distância entre duas seções contidas à flambagem lateral com torção (comprimento destravado);

M_{cr} - momento fletor de flambagem elástica;

M_{pl} - momento fletor de plastificação da seção transversal, igual ao produto do módulo de resistência plástico (Z) pela resistência ao escoamento do aço (f_y);

M_r - momento fletor correspondente ao início do escoamento, incluindo a influência das tensões residuais em alguns casos;

W - módulo de resistência (mínimo) elástico da seção, relativo ao eixo de flexão;

W_c - módulo de resistência elástico do lado comprimido da seção, relativo ao eixo de flexão;

W_t - módulo de resistência elástico do lado tracionado da seção, relativo ao eixo de flexão;

b_f - largura total da mesa (b_{fs} e b_{fi} representam as larguras totais das mesas superior e inferior);

d - altura externa da seção, medida perpendicularmente ao eixo de flexão;

h - altura da alma, tomada igual à distância entre faces internas das mesas nos perfis soldados e igual a esse valor menos os dois raios de concordância entre mesa e alma nos perfis laminados e igual ao comprimento da parte plana nas seções tubulares retangulares;

h_c - duas vezes a distância do centro geométrico da seção transversal à face interna da mesa comprimida;

h_p - duas vezes a distância da linha neutra plástica da seção transversal à face interna da mesa comprimida;

r_y - raio de giração da seção em relação ao eixo principal de inércia perpendicular ao eixo de flexão;

r_{yc} - raio de giração da seção T formada pela mesa comprimida e a parte comprimida da alma anexa, em regime elástico, em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma (se houver momentos positivo e negativo no comprimento destravado, tomar a seção T de menor raio de giração em relação ao eixo mencionado);

t_f - espessura da mesa (t_{fs} e t_{fi} representam as espessuras das mesas superior e inferior);

λ_p - parâmetro de esbeltez correspondente à plastificação;

λ_r - parâmetro de esbeltez correspondente ao início do escoamento.

6.3 - Limitações quanto ao uso lajes com fôrmas de aço incorporada

A norma ABNT NBR 8800/2008, faz referências a algumas limitações quanto o uso do *steel deck*, padronizando assim o seu dimensionamento, para

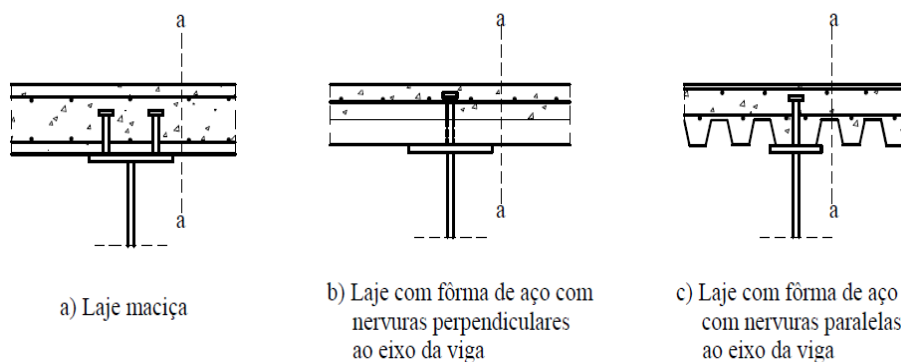
um maior aproveitamento do seu desempenho estrutural, essas disposições estão descritas no apêndice O, no capítulo O.2.6.1 da norma, são elas:

1. altura h_F das nervuras da fôrma de aço igual ou inferior a 75 mm;
2. largura média b_F da mísula ou da nervura situada sobre o perfil de aço igual ou superior a 50 mm. Para efeito de cálculo, essa largura não pode ser tomada maior que a largura livre mínima no nível do topo da fôrma;
3. laje de concreto ligada ao perfil de aço por conectores tipo pino com cabeça, de diâmetro igual ou inferior a 19 mm. Os conectores podem ser soldados ao perfil de aço através da fôrma ou diretamente, fazendo-se furos na fôrma; no caso de solda através da fôrma são necessários cuidados especiais para garantir a fusão completa do conector com o perfil, quando a espessura da fôrma for maior que 1,5 mm para fôrma simples e 1,2 mm no caso de uma fôrma superposta à outra, ou ainda quando a soma das espessuras das camadas de galvanização corresponder a uma massa maior que 385 g/m²;
4. projeção dos conectores acima do topo da fôrma, depois de instalados, igual ou superior a 40 mm;
5. cobertura de concreto acima do topo da fôrma de aço igual ou superior a 50 mm.

6.3.1 – Posicionamento dos perfis de aço na viga mista

Outras limitações feitas pela norma ABNT NBR 8800/2008, diz respeito a qual posição o perfil de aço estará em relação a fôrma de aço, a figura a seguir mostra tais posicionamentos:

Figura 43 - Posição dos perfis de aço no sistema estrutural de viga mista



Fonte: ABNT NBT 8800/2008

Ainda de acordo com a norma, nas fôrmas onde as nervuras se encontram perpendiculares ao perfil de aço, aplicam-se as seguintes regras:

- a) nos cálculos necessários para determinar a capacidade resistente da seção, o concreto situado abaixo do topo da fôrma de aço deve ser desprezado;
- b) para evitar o arrancamento, as fôrmas de aço devem ser ancoradas no perfil de aço das vigas dimensionadas como mistas a intervalos não superiores a 450 mm, utilizando-se apenas os conectores tipo pino com cabeça, combinação destes com soldas tipo bujão ou outros meios equivalentes.

Já no caso das fôrmas de aço com nervuras paralelas ao perfil de aço, são seguidas as seguintes limitações:

- a) o concreto situado abaixo do topo da fôrma de aço pode ser incluído na determinação das propriedades da seção mista, desde que totalmente situado na zona comprimida e que as expressões dadas na norma NBR 8800/2008 em O.2.3, sejam corrigidas adequadamente para se levar em conta a nova geometria da laje;
- b) as fôrmas de aço podem ser interrompidas sobre a mesa superior do perfil de aço, de modo a se obter uma mísula de concreto sobre a mesa. Nesse caso, as fôrmas devem ser adequadamente ligadas ao perfil por meio de conectores, soldas tipo bujão ou outros meios equivalentes;

- c) quando a altura nominal da nervura h_F for igual ou superior a 40 mm, a largura média da nervura b_F ou mísula sobre o perfil de aço não pode ser inferior a 50 mm, quando houver apenas um pino na seção transversal. Para cada pino adicional, essa largura deve ser acrescida de 4 vezes o diâmetro do pino.

6.3.2- Momento fletor resistente de cálculo em regiões de momentos positivos

A norma ABNT NBR 8800/2008, faz uma abordagem para o cálculo do momento fletor (M_{Rd}) para vigas de alma cheia, compactas (com $\frac{h}{t_w} \leq 3,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$), onde é feito quatro considerações com expressões de cálculo diferentes, de modo a abranger as diferentes posições da linha neutra e o tipo de interação (se for completa ou não), sendo considerado o coeficiente β_{vm} igual a 1 para vigas biapoiadas contínuas.

- a) Expressões numéricas para viga mista de alma cheia com interação completa e linha neutra da seção plastificada na laje de concreto.

$$\Sigma Q_{Rd} \geq A_a f_{yd} \quad (6.4)$$

$$0,85 f_{cd} b t_c \geq A_a f_{yd} \quad (6.5)$$

Sendo cumpridas essas condições:

$$C_{cd} = 0,85 f_{cd} b a \quad (6.6)$$

$$T_{ad} = A_a f_{yd} \quad (6.7)$$

$$a = \frac{T_{ad}}{0,85 f_{cd} b} \leq t_c \quad (6.8)$$

$$M_{Rd} = \beta_{vm} T_{ad} \left(d_1 + h_F + t_c - \frac{a}{2} \right) \quad (6.9)$$

- b) Viga mista de alma cheia com interação completa e linha neutra da seção plastificada no perfil de aço, isto é:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (6.10)$$

$$A_a f_{yd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (6.11)$$

Cumpridas essas condições:

$$C_{cd} = 0,85f_{cd}bt_c \quad (6.12)$$

$$C_{ad} = \frac{1}{2}(A_a f_{yd} - C_{cd}) \quad (6.13)$$

$$T_{ad} = C_{cd} + C_{ad} \quad (6.14)$$

A posição da linha neutra da seção plastificada medida a partir do topo do perfil de aço pode ser determinada como a seguir indicado:

Se:

$$C_{ad} \leq A_a f_{yd} \quad (6.15)$$

– Linha neutra está na mesa superior

$$y_p = \frac{C_{ad}}{A_a f_{yd}} t_f \quad (6.16)$$

Se:

$$C_{ad} > A_a f_{yd} \quad (6.17)$$

- Linha neutra na alma

$$y_p = t_f + h_w \left(\frac{C_{ad} - A_a f_{yd}}{A_{aw} f_{yd}} \right) \quad (6.18)$$

O momento fletor resistente de cálculo fica igual a:

$$M_{Rd} = \beta_{vm} \left[C_{ad} (d - y_t - y_c) + C_{cd} \left(\frac{t_c}{2} + h_F + d - y_t \right) \right] \quad (6.19)$$

c) Viga mista de alma cheia com interação parcial, isto é:

$$\Sigma Q_{Rd} < A_a f_{yd} \quad (6.20)$$

e

$$\Sigma Q_{Rd} < 0,85 f_{cd} b t_c \quad (6.21)$$

Ocorrendo essas condições, tem-se que $C_{cd} = \Sigma Q_{Rd}$, portanto, o momento fletor resistente de cálculo é dado por:

$$M_{Rd} = \beta_{vm} \left[C_{ad} (d - y_t - y_c) + C_{cd} \left(t_c - \frac{a}{2} + h_f + d - y_t \right) \right] \quad (6.22)$$

Com:

$$a = \frac{C_{cd}}{0,85 f_{cd} b} \quad (6.23)$$

d) Treliça mista com interação completa e linha neutra da seção plastificada na laje de concreto, ou seja:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq A_{bi} f_{yd} \quad (6.24)$$

$$0,85 f_{cd} b t_c \geq A_{bi} f_{yd} \quad (5.25)$$

Cumprindo essas condições:

$$C_{cd} = 0,85 f_{cd} b a \quad (6.26)$$

$$T_{ad} = A_{bi} f_{yd} \quad (6.27)$$

$$a = \frac{T_{ad}}{0,85 f_{cd} b} \quad (6.28)$$

$$M_{Rd} = T_{ad} d_2 \quad (6.29)$$

Nas expressões de cálculos anteriores (a, b, c e d), os termos significam:

C_{cd} é a força resistente de cálculo da espessura comprimida da laje de concreto;

T_{ad} é a força resistente de cálculo da região tracionada do perfil de aço;

C_{ad} é a força resistente de cálculo da região comprimida do perfil de aço;

A_a é a área do perfil de aço;

A_{af} é a área da mesa superior do perfil de aço;

A_{aw} é a área da alma do perfil de aço, igual ao produto $h_w t_w$;

A_{bi} é a área do banzo inferior da treliça de aço;

b é a largura efetiva da laje de concreto;

t_c é a altura da laje de concreto (se houver pré-laje de concreto pré-moldada, é a espessura acima desta pré-laje e, se houver laje com fôrma de aço incorporada, é a espessura acima das nervuras);

a é a espessura da região comprimida da laje ou, para interação parcial, a espessura considerada efetiva;

ΣQ_{Rd} é o somatório das forças resistentes de cálculo individuais Q_{Rd} dos conectores de cisalhamento situados entre a seção de momento positivo máximo e a seção adjacente de momento nulo;

h_F é a espessura da pré-laje pré-moldada de concreto ou a altura das nervuras da laje com fôrma de aço incorporada (se não houver pré-laje ou fôrma de aço incorporada, $h_F = 0$);

d é a altura total do perfil de aço;

h_w é a altura da alma, tomada como a distância entre faces internas das mesas;

t_w é a espessura da alma;

d_1 é a distância do centro geométrico do perfil de aço até a face superior desse perfil;

d_2 é a distância entre as forças de tração e compressão na treliça mista;

y_c é a distância do centro geométrico da parte comprimida do perfil de aço até a face superior desse perfil;

y_t é a distância do centro geométrico da parte tracionada do perfil de aço até a face inferior desse perfil;

y_p é a distância da linha neutra da seção plastificada até a face superior do perfil de aço;

t_f é a espessura da mesa superior do perfil de aço.

7 – ESTUDO ANALÍTICO DE VIGAS ALVEOLARES MISTAS

Como citado anteriormente, no Brasil ainda não existe uma norma específica, ou mesmo citação na norma ABNT NBR 8800/2008, que diz respeito a roteiro de dimensionamento vigas alveolares e muito menos de vigas alveolares mistas, como acontece com perfis de alma cheia.

Portanto, nesta dissertação será apresentado um roteiro de cálculo para estruturas mistas com perfis alveolares, assim como foi apresentado um roteiro para o dimensionamento de vigas mistas com perfis laminados de alma cheia. Neste roteiro será feito as mesmas verificações que é recomendado por norma (ABNT NBR 8800/2008), quando se trata de estruturas mistas com perfil de alma cheia, porém com as devidas adaptações e verificações extras por conta das aberturas na alma da viga.

Na falta de uma metodologia específica para análise de vigas alveolares mistas, esta dissertação segue inicialmente um estudo feito por Lawson (2011), *apud* Brinkhus (2015) para vigas casteladas com aberturas. Neste estudo são englobadas aberturas no formato circulares e retangulares, este estudo não é normatizado, porém segue os critérios de dimensionamento de vigas mistas do EUROCODE 3 (2005).

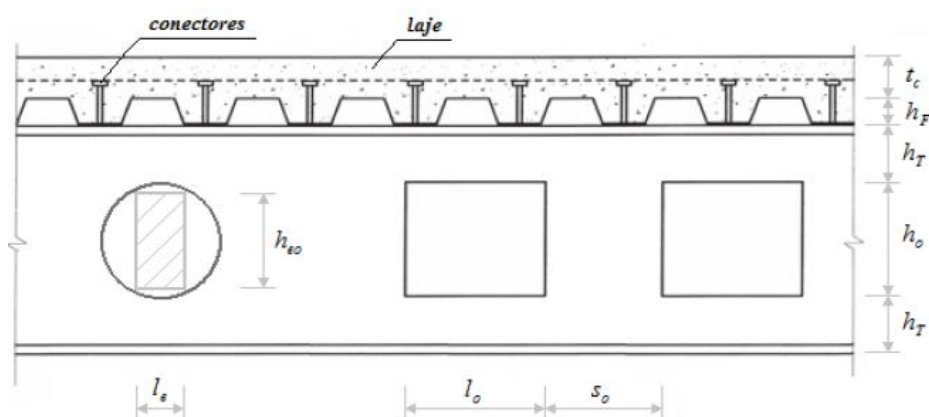
Na falta de uma metodologia específica para análise de vigas alveolares mistas, o roteiro de cálculo foi feito baseando no que a norma ABNT NBR 8800/2008 considera sobre o dimensionamento de vigas mistas com perfis de alma cheia, foi embasado também no estudo realizado por Lawson (2011), *apud* Brinkhus (2015) sobre dimensionamento de vigas casteladas mistas, onde a abertura da alma da viga tem o formato circular ou retangular. Essa dissertação também segue a linha de pesquisa do modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares feito por Gonçalves (2015) e um estudo sobre o dimensionamento de vigas casteladas feito por Silveira (2011), será apresentada uma sugestão do que se deve verificar para que o dimensionamento de vigas alveolares mistas ocorra. Para não haver desordem, o roteiro será feito de acordo com o estabelecido pela norma ABNT NBR

8800/2008 para o dimensionamento de vigas mistas laminadas e de alma cheia.

Para o início do dimensionamento, é importante ressaltar, que serão consideradas lajes maciças moldadas *in loco*, mista e com fôrma de aço incorporada. Será considerada que a interface do aço com o concreto será feita através dos conectores de cisalhamento, de modo que a estrutura venha se comportar como sendo mista aço-concreto. Será admitido seções de aço consideradas compactas, ou seja, a relação entre a altura e a espessura da alma (h/t_w) é inferior ou igual a $3,76\sqrt{E/f_y}$. Os coeficientes de ponderação das resistências dos materiais no estado-limite último adotados são os mesmos que a norma ABNT NBR 8800/2008 considera para vigas de aço e vigas mistas. E por último, o perfil escolhido deve ainda inicialmente ser capaz de resistir aos esforços como se fosse uma viga mista sem as aberturas na alma. A seguir segue um roteiro de dimensionamento para perfis alveolares mistos.

7.1 – Resistência dos elementos estruturais (FIGURA 44)

Figura 44 - Elementos de uma viga alveolar mista



Fonte: Brinkhus, 2015.

A figura acima mostra todos os elementos que compõem uma viga mista alveolar. Portanto é necessário calcular a resistência ao escoamento tanto do aço quando do concreto, sendo as expressões de cálculo:

- para o perfil de aço:

$$f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_{al}} \quad (7.0)$$

- para a laje de concreto:

$$f_{cd} = \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \quad (7.1)$$

Sendo:

F_y = resistência ao escoamento do perfil de aço;

F_{ck} = resistência característica à compressão do concreto;

γ_{al} e γ_c = coeficiente de ponderação da resistência dos materiais.

O limite estabelecido para o estado-limite de serviço não necessita de minoração.

7.2 – Momento fletor resistente de cálculo

De acordo com Gonçalves (2015), para se determinar o momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) em vigas alveolares mistas biapoiadas ou contínuas, deve-se considerar a contribuição do perfil de aço e da laje de concreto, assim como a norma ABNT NBR 8800/2008, trata de vigas mistas com perfis laminados de alma cheia. Quando se trata de laje maciça, deve-se considerar toda a altura da laje de concreto; para o caso de pré-laje de concreto pré-moldado, é considerado a altura de concreto que encontra acima desta pré-laje e para o caso de lajes mistas com fôrma de aço incorporada, é considerado a espessura que está acima da fôrma, independentemente da posição da nervura da laje em relação à viga de aço.

As expressões de cálculo que abaixo serão apresentadas, para determinação do momento fletor resistente de cálculo, são destinadas a vigas alveolares mistas e simétricas, em regiões de momentos positivos, aplica-se também para construções escoradas ou não escoradas, com interação completa ou parcial. No caso de construção não-escorada, de acordo com a

norma ABNT NBR 8800/2008, além da verificação como viga mista, o componente de aço, por si só, deve ter resistência de cálculo adequada para suportar todas as ações de cálculo aplicadas antes de o concreto atingir uma resistência igual ou superior de 75% da resistência do concreto que será utilizado.

Devido aos efeitos de longa duração, nas expressões de cálculo apresentadas nesta dissertação, é admitida a resistência do concreto reduzida, igual a $0,85 f_{ck}$.

No procedimento para dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto, apresentado na ABNT NBR 8800/2008, admite-se a plastificação da seção transversal com base no desenvolvimento de blocos de tensões retangulares para o perfil de aço e para a laje de concreto. Teoricamente, só é possível alcançar a plastificação completa da seção transversal mista para deformações muito grandes da mesa inferior do perfil de aço.

Com base em um estudo analítico e numérico, Lawson e Saverirajan (2011), *apud* Gonçalves (2015) afirmam que os princípios do dimensionamento plástico podem não ser válidos para seções mistas com grande assimetria e para vigas celulares mistas com grandes aberturas, nas quais a profundidade da linha neutra na seção transversal pode ser mais baixa do que em vigas mistas de alma cheia. Esses autores recomendam admitir uma distribuição elasto-plástica de tensões para determinação da resistência última a momento fletor desses elementos.

Em função dessas considerações, nos procedimentos para determinação do momento fletor resistente de cálculo de vigas alveolares mistas admite-se uma distribuição elasto-plástica de tensões, tanto para interação completa, quanto para interação parcial (GONÇALVES 2015).

De acordo com a norma ABNT 8800/2008, a verificação do estado limite último de colapso por plastificação é feita comparando os resultados de momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) com o momento fletor solicitante de cálculo (M_{sd}), quando $M_{Rd} \geq M_{sd}$, é sinal de que a viga atende as tensões

solicitantes. A verificação é realizada na seção alveolar mais solicitada ao longo do vão.

7.2.1 – Interação completa

7.2.1.1 – Distribuição elasto-plástica de tensões

Segundo Gonçalves (2015), as tensões desenvolvidas na seção transversal de uma viga alveolar mista são função da distribuição de deformações correspondente, que está de onde a linha neutra elasto-plástica está situada na estrutura até a face superior da laje de concreto (γ_{ep}). Assim como a norma ABNT NBR 8800/2008 prescreve como sendo imprescindível para a determinação do momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) em estruturas mistas onde a viga tem a alma cheia, diversas posições da linha neutra elasto-plástica (LNEP) também devem ser considerados para o dimensionamento de vigas alveolares mistas.

Ainda segundo o autor, é obtido o equilíbrio da seção alveolar mista para um determinado valor de γ_{ep} de forma que a soma das forças de tração e de compressão seja nula, o que faz com que seja necessário a utilização de um processo iterativo para que se tenha a solução. Considerando-se que a distância γ_{ep} é menor do que a distância da linha neutra elástica da seção mista à face superior da laje de concreto, este valor pode ser utilizado como inicial para o processo iterativo.

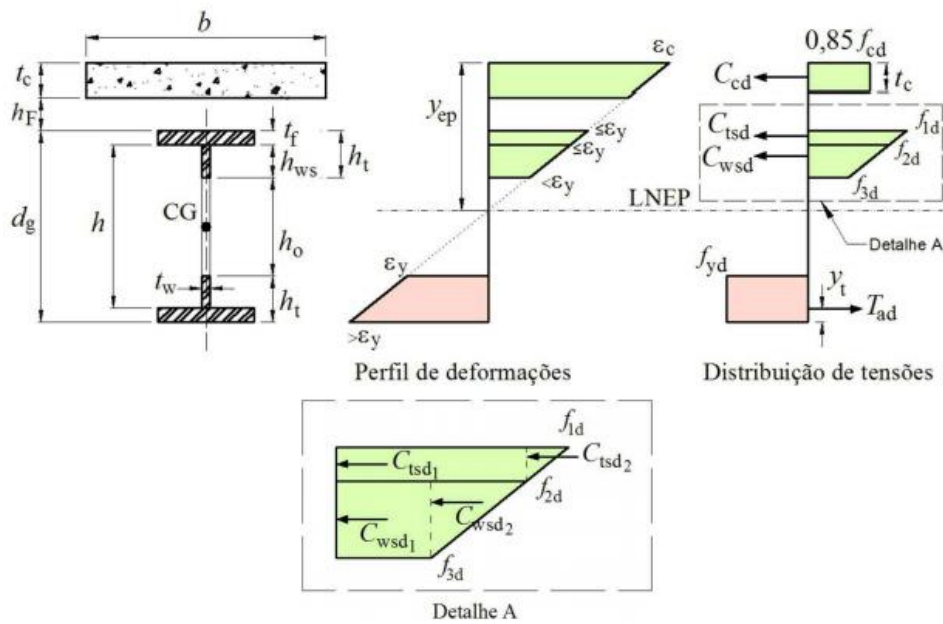
Para todas as posições possíveis da LNEP, admite-se que todo o tê inferior do perfil de aço alcança a resistência ao escoamento do aço (f_{yd}). Para o tê superior, as tensões de cálculo que atuam na face superior da mesa (f_{1d}), na junção da mesa (f_{2d}) e na linha inferior da alma (f_{3d}) alcançam valores menores ou iguais a f_{yd} , dependendo do perfil de deformações desenvolvido (GONÇALVES 2015).

O momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) pode ser definido através das seguintes expressões de cálculo (a), b), c) e d)), onde correspondem à

soma dos momentos de cada bloco de tensão em torno da linha neutra elasto-plástica (LNEP).

a) Linha neutra elasto-plástica da seção no alvéolo (FIGURA 45):

Figura 45 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP dentro do alvéolo (interação completa)



Fonte: Gonçalves, 2015.

Assim como para vigas de alma cheia mista, para que se cumpra a condição de interação completa deve-se ter:

$$\sum Q_{Rd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.2)$$

$$A_a f_{yd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.3)$$

Cumprindo essas condições e de acordo com a figura anterior (FIGURA 40), tem-se:

$$f_{1d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.4)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_f)}{(t_c + h_F + h_t + h_0 - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.5)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - h_t)}{(t_c + h_F + h_t + h_0 - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.6)$$

$$T_{ad} = A_t f_{yd} \quad (7.7)$$

$$C_{wsd_1} = t_w (h_t - t_f) f_{3d} \quad (7.8)$$

$$C_{wsd_2} = t_w \frac{(h_t - t_f)}{2} (f_{2d} - f_{3d}) \quad (7.9)$$

$$C_{tsd_1} = b_f t_f f_{2d} \quad (7.10)$$

$$C_{tsd_2} = b_f \frac{t_f}{2} (f_{1d} - f_{2d}) \quad (7.11)$$

$$C_{cd} = 0,85 f_{cd} b t_c \quad (7.12)$$

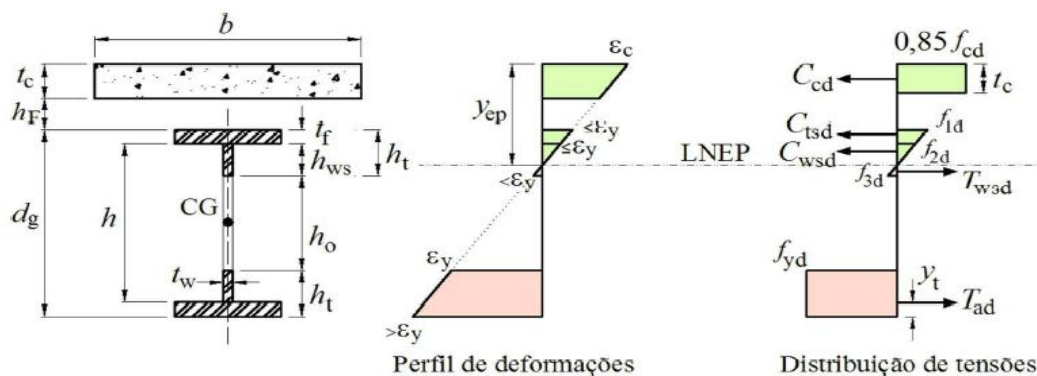
$$M_{Rd} = T_{ad} (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + C_{wsd_1} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{2} \right] +$$

$$C_{wsd_2} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{3} \right] + C_{tsd_1} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{2} \right) + C_{tsd_2} \left(y_{ep} - t_c -$$

$$h_F - \frac{t_f}{3} \right) + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{t_c}{2} \right) \quad (7.13)$$

b) Linha neutra elasto-plástica da seção da alma (FIGURA 46):

Figura 46 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na alma (interação completa)



Fonte: Gonçalves, 2015.

Para que se cumpra a condição de interação completa deve-se ter:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.14)$$

$$A_a f_{yd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.15)$$

Cumprida essas condições e de acordo com a Figura 46, pode-se tomar por base as seguintes expressões de cálculo:

$$f_{1d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_0 - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.16)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_f)}{(t_c + h_F + h_t + h_0 - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.17)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_0 - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.18)$$

$$T_{ad} = A_t f_{yd} \quad (7.19)$$

$$T_{wsd} = t_w \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{2} f_{3d} \quad (7.20)$$

$$C_{wsd} = t_w \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_f)}{2} f_{2d} \quad (7.21)$$

$$C_{tsd_1} = b_f t_f f_{2d} \quad (7.22)$$

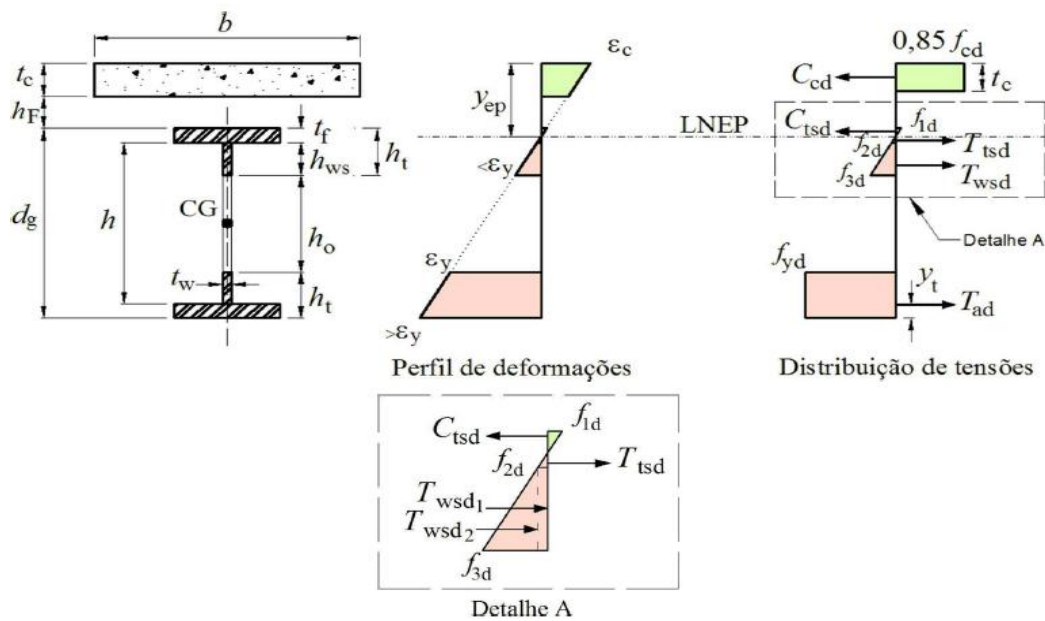
$$C_{tsd_2} = b_f \frac{t_f}{2} (f_{1d} - f_{2d}) \quad (7.23)$$

$$C_{cd} = 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.24)$$

$$\begin{aligned} M_{Rd} = & T_{ad}(d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + T_{wsd} \frac{2}{3}(t_c + h_F + h_t - y_{ep}) + C_{wsd} \left[y_{ep} - \right. \\ & \left. t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{3} \right] + C_{tsd_1} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{2} \right) + C_{tsd_2} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) + \\ & C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{t_c}{2} \right) \end{aligned} \quad (7.25)$$

c) Linha neutra elasto-plástica da seção na mesa superior do perfil (Figura 47):

Figura 47 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na mesa superior do perfil (interação completa)



Fonte: Gonçalves, 2015.

Para que se cumpra a condição de interação completa deve-se ter:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.26)$$

$$A_a f_{yd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.27)$$

Cumprida essas condições, tem-se as seguintes expressões de cálculo:

$$f_{1d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.28)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_F + t_f - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.29)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.30)$$

$$T_{ad} = A_t f_{yd} \quad (7.31)$$

$$T_{wsd_1} = t_w (h_t - t_f) f_{2d} \quad (7.32)$$

$$T_{wsd_2} = t_w \frac{(h_t - t_f)}{2} (f_{3d} - f_{2d}) \quad (7.33)$$

$$T_{tsd} = b_f \frac{(t_c + h_F + t_f - y_{ep})}{2} f_{2d} \quad (7.34)$$

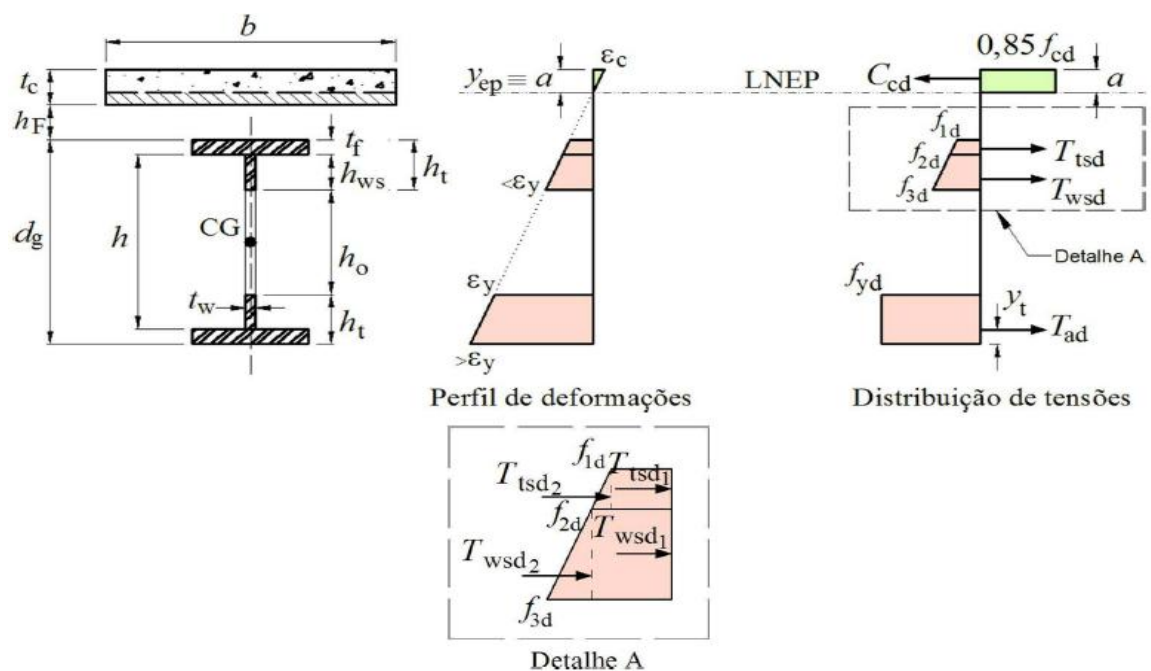
$$C_{tsd} = b_f \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{2} f_{1d} \quad (7.35)$$

$$C_{cd} = 0,85 f_{cd} b t_c \quad (7.36)$$

$$M_{Rd} = T_{ad} (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + T_{tsd} \frac{2}{3} (t_c + h_F + t_f - y_{ep}) + T_{wsd_1} \left[(t_c + h_F + t_f - y_{ep}) + \frac{(h_t - t_f)}{2} \right] + T_{wsd_2} \left[(t_c + h_F + t_f - y_{ep}) + \frac{2}{3} (h_t - t_f) \right] + C_{tsd} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{t_c}{2} \right) \quad (7.37)$$

d) Linha neutra elasto-plástica da seção da laje (FIGURA 48):

Figura 48 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na laje (interação completa)



Fonte: Gonçalves, 2015.

Para que se cumpra a condição de interação completa deve-se ter:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.38)$$

$$A_a f_{yd} \leq 0,85f_{cd}bt_c \quad (7.39)$$

Cumprida essas condições, tem-se as seguintes expressões de cálculo, conforme a Figura 48:

$$a = y_{ep} \leq t_c \quad (7.40)$$

$$a = \frac{T_{ad}}{0,85f_{cd}b} \leq t_c \quad (7.41)$$

$$f_{1d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_F - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_0 - y_{ep})} \quad (7.42)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_F + t_f - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_0 - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.43)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_0 - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (7.44)$$

$$T_{ad} = A_t f_{yd} \quad (7.45)$$

$$T_{wsd_1} = t_w (h_t - t_f) f_{2d} \quad (7.46)$$

$$T_{wsd_2} = t_w \frac{(h_t - t_f)}{2} (f_{3d} - f_{2d}) \quad (7.47)$$

$$T_{tsd_1} = b_f t_f f_{1d} \quad (7.48)$$

$$T_{tsd_2} = b_f \frac{t_f}{2} (f_{2d} - f_{1d}) \quad (7.49)$$

$$C_{cd} = 0,85f_{cd}ba \quad (7.50)$$

$$\begin{aligned}
M_{Rd} = & T_{ad}(d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + T_{wsd_1} \left[t_c + h_F + t_f + \frac{(h_t - t_f)}{2} - y_{ep} \right] + \\
& T_{wsd_2} \left[t_c + h_F + t_f + \frac{2(h_t - t_f)}{3} - y_{ep} \right] + T_{tsd_1} \left(t_c + h_F + \frac{t_f}{2} - y_{ep} \right) + T_{tsd_2} \left(t_c + h_F + \right. \\
& \left. \frac{2t_f}{3} - y_{ep} \right) + C_{cd} \frac{y_{ep}}{2}
\end{aligned} \tag{6.51}$$

Nas expressões dadas nas alíneas a), b), c) e d):

f_{1d} é a tensão de cálculo atuante na face superior da mesa do tê superior do perfil de aço;

f_{2d} é a tensão de cálculo atuante na junção alma-mesa do tê superior do perfil de aço;

f_{3d} é a tensão de cálculo atuante na linha inferior da alma do tê superior;

T_{ad} é a força resistente de tração de cálculo do tê inferior do perfil de aço;

T_{wsd} é a força resistente de cálculo da região tracionada da alma do tê superior;

T_{wsd_1} é a parcela da força resistente de cálculo da região tracionada da alma do tê superior (T_{wsd}) correspondente à distribuição retangular de tensões;

T_{wsd_2} é a parcela da força resistente de cálculo da região tracionada da alma do tê superior (T_{wsd}) correspondente à distribuição triangular de tensões;

T_{tsd} é a força resistente de cálculo da região tracionada da mesa do tê superior;

T_{tsd_1} é a parcela da força resistente de cálculo da região tracionada da mesa do tê superior (T_{tsd}) correspondente à distribuição retangular de tensões;

T_{tsd_2} é a parcela da força resistente de cálculo da região tracionada da mesa do tê superior (T_{tsd}) correspondente à distribuição triangular de tensões;

C_{wsd} é a força resistente de cálculo da região comprimida da alma do tê superior;

C_{wsd_1} é a parcela da força resistente de cálculo da região comprimida da alma do tê superior (C_{wsd}) correspondente à distribuição retangular de tensões;

C_{wsd_2} é a parcela da força resistente de cálculo da região comprimida da alma do tê superior (C_{wsd}) correspondente à distribuição triangular de tensões;

C_{tsd} é a força resistente de cálculo da região comprimida da mesa do tê superior;

C_{tsd_1} é a parcela da força resistente de cálculo da região comprimida da mesa do tê superior (C_{tsd}) correspondente à distribuição retangular de tensões;

C_{tsd_2} é a parcela da força resistente de cálculo da região comprimida da mesa do tê superior (C_{tsd}) correspondente à distribuição triangular de tensões;

C_{cd} é a força resistente de cálculo da espessura comprimida da laje de concreto;

A_t é a área da seção transversal do tê inferior do perfil de aço;

A_a é a área do perfil de aço na seção transversal que contém o alvéolo e é igual a duas vezes A_t ;

b é a largura efetiva da laje de concreto;

b_f é a largura da mesa do perfil de aço;

t_c é a altura da laje de concreto (para o caso de laje maciça, é a altura total da laje; para o caso de pré-laje de concreto pré-moldado, é a espessura acima dessa pré-laje; e para o caso de laje mista com forma de aço incorporada, é a espessura acima das nervuras);

a é a espessura da região comprimida da laje ou, para interação parcial, a espessura considerada efetiva;

$\sum Q_{Rd}$ é o somatório das forças resistentes de cálculo individuais $\sum Q_{Rd}$ dos conectores de cisalhamento situados entre a seção de momento positivo máximo e a seção adjacente de momento nulo;

h_F é a espessura da pré-laje de concreto pré-moldado ou a altura das nervuras da laje com forma de aço incorporada (se não houver pré-laje ou forma de aço incorporada, $h_F = 0$);

h_{ws} é a altura da alma do tê superior do perfil de aço;

y_t é a distância do centro geométrico da parte tracionada da seção da viga de aço até a face externa da mesa inferior;

y_{ep} é a distância da linha neutra elasto-plástica até a face superior da laje de concreto;

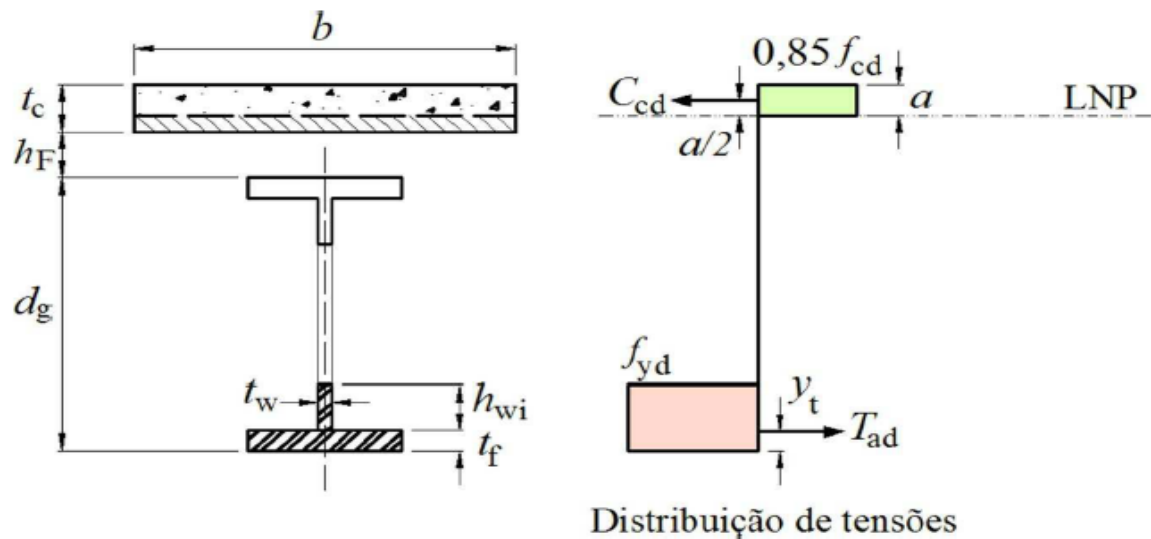
$d_g, h, h_0, h_t, t_w, t_f$ são conforme indicado na Figura 45, Figura 46, Figura 47 e Figura 48.

7.2.1.2 – Distribuição de tensões análoga ao modelo de treliça mista

De forma simples, porém objetiva, é possível ter uma boa capacidade de representação do comportamento real, exigidas pela norma ABNT NBR 8800/2008, pode-se utilizar uma distribuição de tensões análoga ao modelo de treliça mista. Segundo este modelo, a contribuição do tê superior da viga alveolar de aço é desprezada para o equilíbrio da seção. Já o tê inferior do perfil metálico e a laje de concreto são considerados como sendo plastificados (GONÇALVES, 2015).

O equilíbrio da seção alveolar mista é obtido para um determinado valor de a tal que a soma das forças de tração e compressão seja nula. O momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) corresponde à soma dos momentos de cada resultante do bloco de tensão em torno da linha neutra plástica (LNP), (Figura 49), (GONÇALVES, 2015).

Figura 49 - Distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com base no modelo de dimensionamento de treliças mistas (interação completa)



Gonçalves, 2015.

De acordo com a Figura 49, obtém-se as seguintes expressões de cálculo:

$$a = \frac{A_t f_{yd}}{0,85 f_{cd} b} \leq t_c \quad (7.52)$$

$$T_{ad} = C_{cd} = 0,85 f_{cd} b a \quad (7.53)$$

$$M_{Rd} = T_{ad} (d_g + h_F + t_c - y_t - a) + C_{cd} \frac{a}{2} \quad (7.54)$$

Todas as simbologias apresentadas nessas expressões de cálculo são as mesmas que se encontram nas páginas 82, 83 e 84.

7.2.2 – Interação parcial

Segundo Gonçalves (2015), para que se chegasse a um modelo de analítico que determinasse o momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) de vigas alveolares mistas onde a interação é parcial e não completa, foram considerados apenas modelos que pressupõem uma distribuição elasto-

plástica de tensões, já que os modelos baseados numa analogia de treliça mista ou que pressupõem uma plastificação total da seção podem não ser exatos, podendo ocorrer um aumento ou diminuição do momento resistente.

A forma de se calcular considerando interação parcial é semelhante a interação total, onde a distribuição de tensões na seção transversal acontece em função da deformação de cada perfil metálico. Desta forma, faz com que seja determinado de acordo com a posição que a linha neutra elasto-plástica se encontra dentro da seção transversal, onde é medido a partir da face superior da laje até a alma do perfil. Já no caso de haver interação parcial, podem ser consideradas três posições da linha neutra elasto-plástica na seção transversal (y_{ep}), que são: dentro do alvéolo, na alma e na mesa superior do perfil de aço. Para isto, é necessário que haja um processo iterativo para a determinação do valor de y_{ep} (GONÇALVES, 2015).

Ainda segundo o autor, para que haja um processo iterativo para a determinação de y_{ep} nas vigas alveolares mistas com interação parcial, é admitido que a partir de uma configuração deformada inicial, a cada incremento, a deformação na fibra inferior do tê inferior ($n_i \varepsilon_y$) aumenta em 0,0001, ou seja, aumenta em 0,1%, enquanto a deformação na fibra superior do tê superior ($n_s \varepsilon_s$) diminui esta mesma porcentagem. Portanto, é possível dizer que a cada incremento a LNEP sobe em direção à interface aço-concreto, que é considerada a posição máxima, o que faz com que o valor de y_{ep} acabe diminuindo. Tomando como base as considerações acima citadas, a posição da LNEP pode ser determinada através da seguinte formulação de cálculo:

$$y_{ep} = \frac{n_s}{(n_i + n_s)} d_g + t_c + h_F \quad (7.55)$$

Sendo:

n_i = coeficiente de multiplicação da deformação de escoamento do aço (ξ) na fibra inferior do tê inferior do perfil de aço;

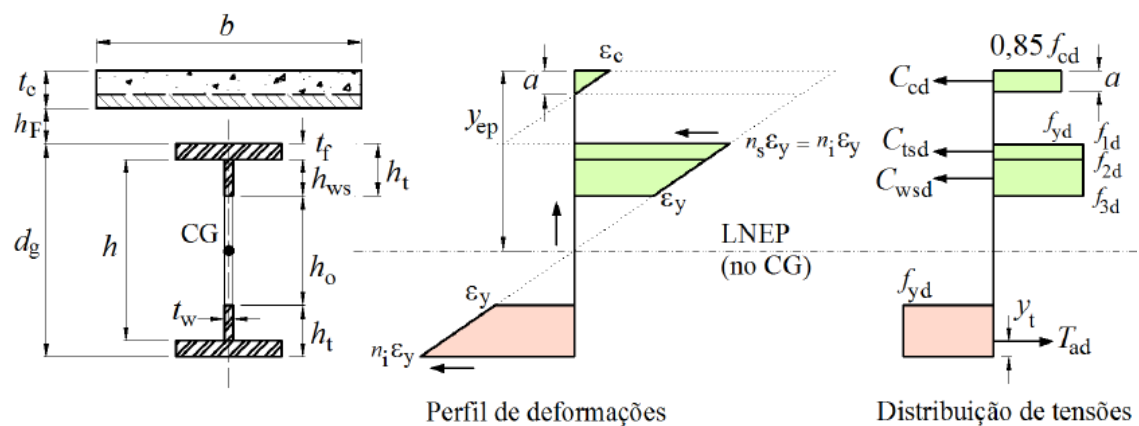
n_s = coeficiente de multiplicação da deformação de escoamento do aço (ξ) na fibra superior do tê superior do perfil de aço.

Para o processo iterativo o perfil de deformações inicial selecionado foi aquele onde a LNEP se encontra no centro geométrico da seção transversal do perfil alveolar de aço. É considerado que a deformação na fibra superior do tê inferior é igual a ξ . De modo que esta condição acima descrita seja aceita, é necessário que a deformação na face inferior do tê inferior possua um valor, previamente determinado, a partir de n_i , dado pela seguinte expressão de cálculo:

$$n_1 = n_s = \frac{d_g}{d_g - 2h_t} \quad (7.56)$$

A Figura a seguir mostra um perfil com deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com interação parcial, dessa forma é possível determinar o valor de y_{ep} .

Figura 50 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com interação parcial com a LNEP no centro geométrico (CG) do perfil (configuração inicial para o processo iterativo para a determinação do valor de y_{ep})



Gonçalves, 2015.

Para todas as posições possíveis da LNEP, admite-se que o t \hat{e} inferior da se \tilde{c} o de a \tilde{c} o alcan \tilde{c} a a resist \hat{e} ncia de escoamento do a \tilde{c} o (f_{yd}). Para o t \hat{e} superior, as tens \hat{o} es de c \hat{a} lculo que atuam na face superior da mesa (f_{1d}), na jun \tilde{c} o alma-mesa (f_{2d}) e na linha inferior da alma (f_{3d}) alcan \tilde{c} am valores menores ou iguais a f_{yd} , dependendo do perfil de deforma \tilde{c} es desenvolvido, e s \hat{a} o obtidos atrav \hat{e} s das seguintes express \hat{o} es:

$$f_{1d} = n_s f_{yd} \leq f_{yd} \quad (7.57)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \left| n_s - \frac{(n_i + n_s)t_f}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (7.58)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \left| n_i - \frac{(n_i + n_s)h_t}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (7.59)$$

Para que se cumpra a condi \tilde{c} o de intera \tilde{c} o parcial, de modo que a hip \hat{o} tese de plastifica \tilde{c} o total da se \tilde{c} o de a \tilde{c} o \acute{e} verdadeira, deve-se:

$$\sum Q_{Rd} \leq A_a f_{yd} \quad (7.60)$$

$$\sum Q_{Rd} < 0,85 f_{cd} b t_c \quad (7.61)$$

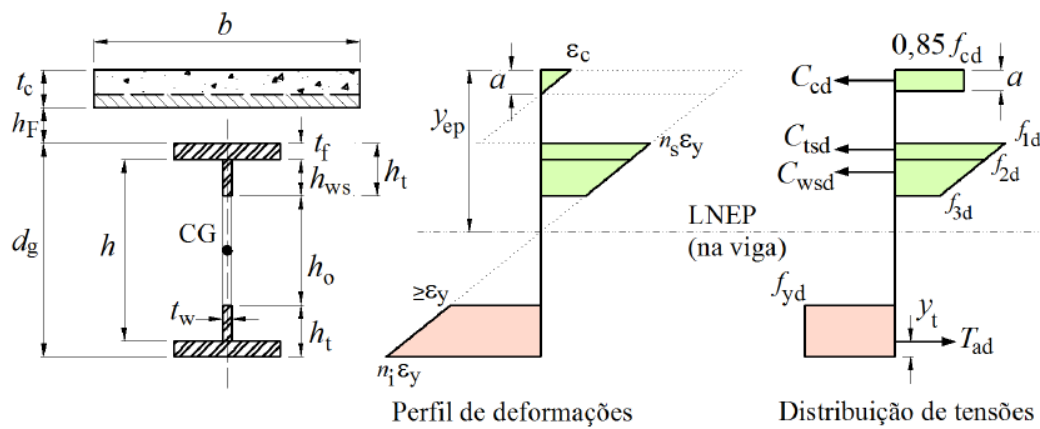
Cumprida essas condi \tilde{c} o \hat{e} s, tem-se:

$$C_{cd} = \sum Q_{Rd} \quad (7.62)$$

$$a = \frac{C_{cd}}{0,85 f_{cd} b} \quad (7.63)$$

Para que haja uma distribui \tilde{c} o elasto-pl \hat{a} stica de tens \hat{o} es, o valor m \acute{a} ximo da for \tilde{c} a de tra \tilde{c} o ($T_{m\acute{a}x}$) que a viga de a \tilde{c} o suporta \acute{e} o que condiciona a for \tilde{c} a m \acute{a} xima que pode ser passada pelo conjunto de conectores de

Figura 52 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP dentro do alvéolo (interação parcial)



Gonçalves, 2015.

De acordo com as considerações feitas anteriormente e através da Figura 52, tem-se o seguinte roteiro de cálculo:

$$f_{1d} = n_s f_{yd} \leq f_{yd} \quad (7.64)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \left| n_s - \frac{(n_i + n_s) t_f}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (7.65)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \left| n_i - \frac{(n_i + n_s) h_t}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (7.66)$$

$$T_{ad} = A_t f_{yd} \quad (7.67)$$

$$C_{wsd_1} = t_w (h_t - t_f) f_{3d} \quad (7.68)$$

$$C_{wsd_2} = t_w \frac{(h_t - t_f)}{2} (f_{2d} - f_{3d}) \quad (7.69)$$

$$C_{tsd_1} = b_f t_f f_{2d} \quad (7.70)$$

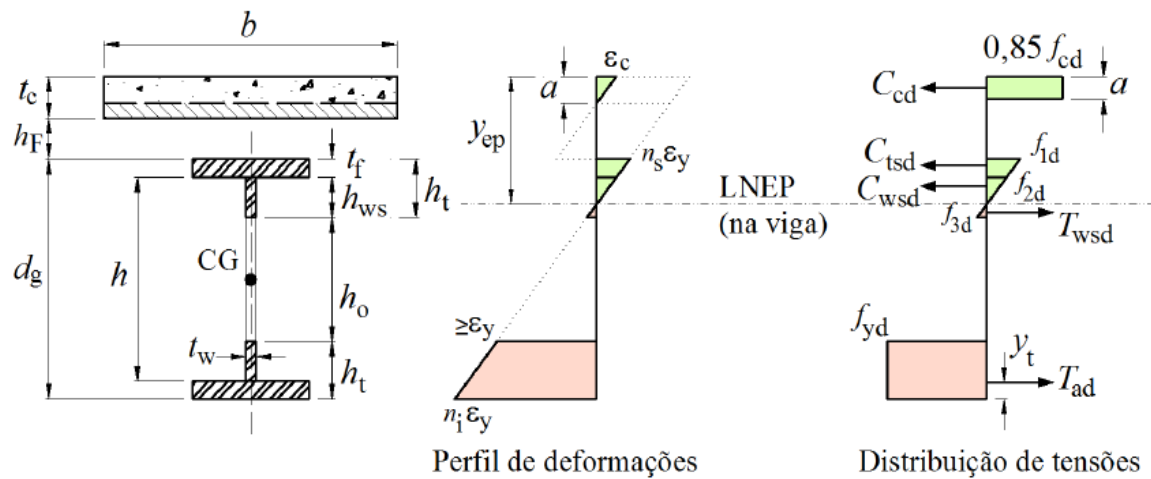
$$C_{tsd_2} = b_f \frac{t_f}{2} (f_{1d} - f_{2d}) \quad (7.71)$$

$$C_{cd} = \sum Q_{Rd} \quad (7.72)$$

$$\begin{aligned}
M_{Rd} = & T_{ad} \left(d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t \right) + C_{wsd_1} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{2} \right] + \\
& C_{wsd_2} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{3} \right] + C_{tsd_1} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{2} \right) + C_{tsd_2} \left(y_{ep} - t_c - \right. \\
& \left. h_F - \frac{t_f}{3} \right) + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{a}{2} \right) \quad (7.73)
\end{aligned}$$

b) Linha neutra elasto-plástica da seção a alma (FIGURA 53):

Figura 53 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na alma (interação parcial)



Gonçalves, 2015.

De acordo com a 53 e as demais considerações feitas a respeito do cálculo de estruturas alveolares mistas, tem-se:

$$f_{1d} = n_s f_{yd} \leq f_{yd} \quad (7.74)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \left| n_s - \frac{(n_i + n_s) t_f}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (7.75)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \left| n_i - \frac{(n_i + n_s) h_t}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (7.76)$$

$$T_{ad} = A_t f_{yd} \quad (7.77)$$

$$T_{wsd} = t_w \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{2} f_{3d} \quad (7.75)$$

$$C_{wsd} = t_w \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_f)}{2} f_{2d} \quad (7.77)$$

$$C_{tsd_1} = b_f t_f f_{2d} \quad (7.78)$$

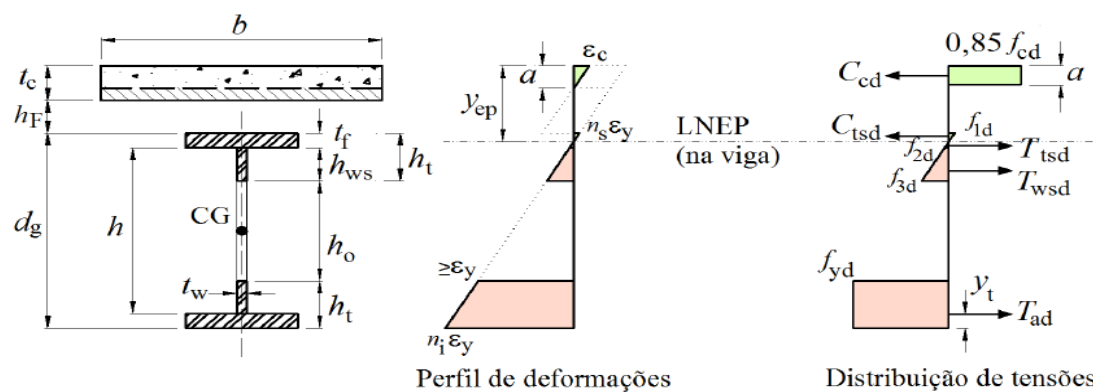
$$C_{tsd_2} = b_f \frac{t_f}{2} (f_{1d} - f_{2d}) \quad (7.79)$$

$$C_{cd} = \sum Q_{Rd} \quad (7.80)$$

$$M_{Rd} = T_{ad}(d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + T_{wsd} \frac{2}{3} (t_c + h_F + h_t - y_{ep}) + C_{wsd} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{3} \right] + C_{tsd_1} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{2} \right) + C_{tsd_2} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{a}{2} \right) \quad (7.81)$$

c) Linha neutra elasto-plástica da seção na mesa superior do perfil (FIGURA 54):

Figura 54 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na mesa (interação parcial)



Gonçalves, 2015

De acordo com a 53 e as demais considerações acima mencionados, tem-se:

$$f_{1d} = n_s f_{yd} \leq f_{yd} \quad (7.82)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \left| n_s - \frac{(n_i+n_s)t_f}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (7.83)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \left| n_i - \frac{(n_i+n_s)h_t}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (7.84)$$

$$T_{ad} = A_t f_{yd} \quad (7.85)$$

$$T_{wsd_1} = t_w (h_t - t_f) f_{2d} \quad (7.86)$$

$$T_{wsd_2} = t_w \frac{(h_t - t_f)}{2} (f_{3d} - f_{2d}) \quad (7.87)$$

$$T_{tsd} = b_f \frac{(t_c + h_F + t_f - y_{ep})}{2} f_{2d} \quad (7.88)$$

$$C_{tsd} = b_f \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{2} f_{1d} \quad (7.89)$$

$$C_{cd} = \sum Q_{Rd} \quad (7.90)$$

$$\begin{aligned} M_{Rd} = & T_{ad}(d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + T_{tsd} \frac{2}{3} (t_c + h_F + t_f - y_{ep}) + T_{wsd_1} \left[(t_c + \right. \\ & \left. h_F + t_f - y_{ep}) + \frac{(h_t - t_f)}{2} \right] + T_{wsd_2} \left[(t_c + h_F + t_f - y_{ep}) + \frac{2}{3} (h_t - t_f) \right] + \\ & C_{tsd} (y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3}) + C_{cd} (y_{ep} - \frac{a}{2}) \end{aligned} \quad (7.91)$$

A definição das simbologias das alíneas a), b) e c) são encontradas no item 6.2.1.1.

7.3 – Força cortante resistente de cálculo

Segundo o autor Gonçalves (2015), deve-se considerar a contribuição da área de aço ao cisalhamento na seção do alvéolo ($2h_t t_w$), assim como está prescrito na norma ABNT NBR 8800/2008 sobre os procedimentos de cálculo de vigas mistas onde a alma do perfil é cheia, ou considerar, adicionalmente, a contribuição da laje de concreto para que a força cortante resistente de cálculo (V_{Rd}) possa ser determinado em vigas alveolares mistas. Uma vez que a laje de

concreto presente na estrutura mista pode fazer alteração nos resultados experimentais e numéricos, algumas considerações devem ser feitas a respeito do cálculo de força cortante.

Clawson e Darwin (1982), *apud* Gonçalves (2015), fizeram um estudo experimental sobre o comportamento estrutural de vigas mistas com aberturas na alma. Com base em suas análises, esses autores puderam estimar a resistência ao esforço cortante da laje de concreto sem armadura de cisalhamento, através da seguinte expressão de cálculo:

$$V_{ck} = 0,0919\sqrt{f_{ck}A_{vc}} \quad (7.92)$$

Sendo:

A_{vc} = a área efetiva do concreto ao cisalhamento, igual a $3t_c^2$, onde t_c está em cm;

f_{ck} = a resistência do concreto à compressão em KN/cm².

Em 1986 Donahey e Darwion, *apud* Gonçalves (2015), fizeram as devidas adaptações para lajes com fôrma de aço incorporada, modificando a área efetiva do concreto ao cisalhamento para $3(h_F + t_c)t_c$.

Através das pesquisas de Clawson e Darwin (1982), *apud* Gonçalves (2015), onde o estudo foi feito considerando a resistência ao cisalhamento para vigas de concreto armado, nos dias atuais, através de estudos recentes, é possível modificar a equação (6.92), de forma a considerar a contribuição da laje de concreto na força cortante resistente.

A norma americana ACI 318/2008, apresenta uma expressão de cálculo simplificada para o cálculo da resistência ao esforço cortante de vigas de concreto sem armadura de cisalhamento. Tomando por base esta norma, pode-se ter a seguinte expressão para vigas mistas de aço e concreto com aberturas na alma:

$$V_{ck} = 0,0525\sqrt{f_{ck}A_{vc}} \quad (7.93)$$

Sendo:

A_{vc} = a área efetiva do concreto ao cisalhamento, igual a $3(h_F + t_c)t_c$, sendo h_F e t_c em cm.

Contudo, em 2013, Yu *et al*, *apud* Gonçalves (2015), através de estudos, onde foram ensaiadas sete vigas de concreto sem armadura de cisalhamento, fizeram um comparativo com os resultados que obtiveram com a expressão apresentada pela norma americana ACI 318 (2008). Com essas análises, puderam constatar que essa expressão, vinda da norma, superestima a resistência quando aplicado no caso de vigas com grandes larguras ou com pouca armadura longitudinal.

Segundo a norma ABNT NBR 8800/2008, para se determinar a força cortante resistente de cálculo (V_{Rd}) em vigas de alma cheia mistas, é considerada apenas a resistência do perfil metálico. Ainda de acordo com esta norma, para seção do tipo I, H ou U fletidas em relação ao eixo perpendicular à alma, o que acontece com as vigas alveolares mistas, pois o elemento resistente à força cortante é a alma da viga, portanto a partir da força cortante que corresponde a plastificação da alma por cisalhamento V_{pl} , é possível calcular a força cortante resistente de cálculo V_{Rc} .

De acordo com Queiroz *et al.* (2001), após vários ensaios realizados com vigas mistas, pode-se constatar que uma parte do cisalhamento vertical é resistida por conta da laje de concreto. No entanto, é difícil mensurar a o quanto a laje contribui, já que existe uma dificuldade em prever o seu

comportamento, por sofrer influência direta da fissuração do concreto, pelo efeito de continuidade nos apoios e pelos detalhes da ligação. Portanto, a fim de simplificar o entendimento, é dito na análise que o cisalhamento vertical é resistido unicamente pela sessão de aço, exatamente da maneira que aconteceria em uma viga de cobertura. Esta simplificação vale tanto para vigas simplesmente apoiadas, quanto para vigas contínuas ou semicontínuas.

Existe um fenômeno chamado de *bridging*, que, segundo Darwin (1990), *apud* Gonçalves (2015), consiste na separação da laje de concreto em relação ao perfil de aço na viga mista. Tal separação acontece sobre determinada abertura, entre a extremidade de menor momento e um pouco fora da abertura, além da extremidade de maior momento, nessa região, o sistema misto de resistência aos esforços solicitantes deixa de existir. A possibilidade de ocorrência deste fenômeno favorece a ideia de não considerar a contribuição da laje de concreto na força cortante resistente em vigas mistas de aço e concreto.

A aparição deste fenômeno é maior quando a espessura da laje é grande em vigas mistas e, em caso de fôrma de aço incorporada, quando as nervuras são transversais. Em caso de vigas mistas com várias aberturas, a proximidade das aberturas na alma facilita a formação de mecanismos plásticos, proporcionando o aparecimento deste fenômeno (GONÇALVES, 2015).

Segundo Gonçalves (2015), de forma simplificada, é possível avaliar o que cada elemento que compõe a seção transversal de uma viga vista colabora para a força cortante resistente. Tomando como base está simplificação, pode-se dizer que as seções transversais prismáticas permanecem planas e perpendiculares ao eixo longitudinal da viga após a deformação, o material é homogêneo, com mesmo módulo de elasticidade, tanto sob tração como sob compressão e se comporta de maneira linear-elástica, e a tensão de cisalhamento distribui-se uniformemente sobre a largura t da seção em que ela é determinada. Em situações em que se assemelham a laje de concreto, onde elementos da seção transversal com grandes larguras ou com área da seção transversal próximas à linha neutra, através das análises feitas anteriormente,

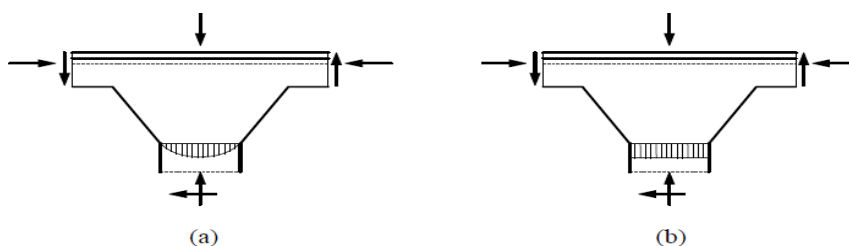
percebe-se que estes tipos de elementos não contribuem, consideravelmente, para a força cortante resistente, caso haja outros elementos de menor espessura e afastados da linha neutra.

Com base em todas as considerações feitas e levando-se em conta que em casos de vigas mistas onde o perfil tem a alma de tamanho grande, a contribuição da laje de concreto para o cálculo da força cortante é de apenas 5% (GONÇALVES, 2015), para fins de cálculo, esta dissertação apenas irá considerar a contribuição do perfil de aço para a determinação da força cortante resistente de cálculo de vigas alveolares mistas. O Roteiro de cálculo, assim como os anteriores referentes a vigas alveolares mistas, tem como base as formulações descritas por Brinkhus (2015), Gonçalves (2015) e Silveira (2011). Considerando que a verificação dos estados-limites últimos deve ser realizada na seção do montante de alma submetida ao maior esforço cortante. Em situações de vigas alveolares mistas biapoiadas com carga uniformemente distribuída, o montante crítico é aquele mais próximo ao apoio.

7.3.1 – escoamento do montante da alma por cisalhamento

De acordo com estudos realizados pela autora Silveira (2011), é admitido uma hipótese de uma distribuição plástica de tensões de cisalhamento na seção mais solicitada do montante de alma para deduzir a formulação para verificação do estado-limite último de escoamento do montante de alma por cisalhamento. Para a autora, é seguro adotar uma distribuição elástica de tensões, conforme é esquematizado na figura a seguir.

Figura 55 - Hipóteses de distribuição de tensões de cisalhamento no montante de alma: (a) elástica e (b) plástica



Silveira, 2011.

A figura anterior - Figura 55 - (de autoria de Silveira, 2011), ilustra a hipótese de plástificação total da seção do montante da alma por cisalhamento (b) e a distribuição elástica de tensões de cisalhamento (a). Através da imagem é possível o ponto onde a parábola atinge o seu máximo, ou seja, a tensão de cisalhamento chega ao seu limite estipulado de $0,6f_y$, desta forma, tem-se que os pontos da seção estão submetidos a tensões inferiores a esse limite, ou seja, em regime plástico.

Levando-se em conta a plastificação total por cisalhamento na seção em que o montante de alma possui a menor largura, que a carga esteja uniformemente distribuída ao longo do perfil de aço e o passo característico para cada padrão geométrico usual de vigas alveolares, a autora Silveira (2011), apresenta expressões de cálculo para seções da viga alveolar que estão sujeitos a maior força cortante, se tratando de estruturas biapoiadas, estas seções seriam as mais próximas aos apoios. As expressões são:

- para os padrões LITZKA e PEINER:

$$p = 3b_w \quad (7.94)$$

$$V_{Rd,EMAC} \leq 0,385t_w y_0 \frac{f_y}{\gamma_{al}} \quad (7.95)$$

- Padrão ANGLO-SAXÃO:

$$P = 4,312b_w \quad (7.96)$$

$$V_{Rd,EMAC} \leq 0,268t_w y_0 \frac{f_y}{\gamma_{al}} \quad (7.96)$$

- para vigas celulares:

$$p = D_0 + b_w \quad (7.97)$$

$$V_{Rd,EMAC} \leq \frac{1,155 b_w t_w \gamma_0 f_y}{(D_0 + b_w) \gamma_{al}} \quad (7.98)$$

7.3.2 – Flambagem do montante de alma

Se analisarmos a **Figura 55**, percebemos que a mesma força cortante que surge no centro do montante da alma e que pode vir a provocar o escoamento do montante de alma por cisalhamento, também pode provocar a flambagem do montante de alma (FMA).

Para os cálculos de verificação do estado-limite último de flambagem do montante de alma de vigas casteladas, será considerado o roteiro de cálculo desenvolvido por Vieira (2015), *apud* Gonçalves (2015) e para vigas celulares, será considerado o estudo feito por Vieira (2014), *apud* Gonçalves (2015).

7.3.2.1 – Vigas casteladas (padrões LITZKA, PEINER e ANGLO-SAXÃO)

Segundo Vieira (2015), *apud* Gonçalves (2015), a verificação da capacidade resistente à FMA em vigas casteladas deve ser feita em quatro passos, conforme é mostrado a seguir:

1 - Cálculo de esbeltez do montante

$$\lambda = \frac{l_e \sqrt{12}}{t_w} \quad (7.99)$$

$$l_e = k \frac{\sqrt{b_w^2 + h_0^2}}{2} \quad (7.100)$$

Sendo:

l_e = o com comprimento destravado;

K = o coeficiente de flambagem;

b_w = a largura mínima do montante de alma;

h_0 = a altura do alvéolo.

No caso de vigas casteladas que não possuem chapas expansoras, o coeficiente de flambagem K deve ser considerado à unidade. No caso de vigas casteladas com chapas expansoras, K é dado pela expressão de cálculo abaixo, sendo h_p a altura da chapa expansora.

$$K = \frac{h_0 + h_p}{h_0} \quad (7.101)$$

2 - Cálculo dos índices de esbeltez limites

Para o cálculo dos índices de esbeltez limites (λ_p e λ_r) deve-se utilizar as expressões abaixo para cada tipo de padrão geométrico de vigas alveolares:

- para os padrões LITZKA e painer:

$$\lambda_p = 241,12 - 6,5524 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (7.102)$$

$$\lambda_r = 10,998 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (7.103)$$

- para padrão ANGLO-SAXÃO

$$\lambda_p = 108,06 - 3,3301 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (7.104)$$

$$\lambda_r = 8,508 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 17,150 \quad (7.105)$$

3 - Comparação das esbeltez e obtenção do fator de força χ

Após obter os índices de esbeltez, deve-se verificar em qual faixa a esbeltez do montante da viga se encontra e, portanto, determinar o fator de redução (χ):

- para $\lambda < \lambda_p$ (montante de alma não sujeito à flambagem)

- para padrões LITZKA, PEINER e ANLO-SAXÃO:

$$\chi = \chi_{pl} = 1 \quad (7.106)$$

- para $\lambda > \lambda_r$ (montante de alma sujeito a flambagem elástica)

- para padrões LITZKA e PEINER

$$\chi = \chi_{cr} = 27,515 \left(\frac{E}{f_y}\right)^{0,947} \left(\frac{1}{\lambda}\right)^{1,830} \quad (7.107)$$

- para padrão ANGLO-SAXÃO

$$\chi = \chi_{cr} = 23,416 \left(\frac{E}{f_y}\right)^{0,883} \left(\frac{1}{\lambda}\right)^{1,825} \quad (7.108)$$

- para $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$ (montante de alma sujeito à flambagem inelástica)

Nas formulações a seguir, λ_p deve ser tomado igual à unidade e χ_r , igual ao χ_{cr} obtidos pelas expressões de cálculo (6.107) ou pela expressão (6.108), fazendo $\lambda = \lambda_r$.

- para padrões LITZKA e PEINER:

$$\chi = \chi_{inel} = \frac{\chi_r - \lambda_r \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} - \frac{\chi_P - \chi_r}{\lambda_r - \lambda_p} \lambda \quad (7.109)$$

- para padrão ANGLO-SAXÃO

$$\chi = \chi_{inel} = \chi_r + (\chi_P - \chi_r) \left(\frac{\lambda_r - \lambda}{\lambda_r - \lambda_p} \right)^2 \quad (7.110)$$

- Obtenção da força cortante resistente de FMA

A força cortante resistente de cálculo à FMA em vigas casteladas é dado pela expressão de cálculo abaixo:

$$V_{Rd,FMA} = \gamma_0 \chi V_P \quad (7.111)$$

Onde:

γ_0 é um coeficiente de ponderação que leva em conta as incertezas dos modelos analítico e numérico. Deve ser tomado igual 1,25 para as vigas casteladas sem chapa expansora e igual à unidade para as vigas com chapa expansora;

V_p é o esforço cortante de plastificação do modelo, que é obtido através das expressões de cálculo mostradas a seguir;

χ é o fator de redução da força cortante.

A força cortante de plastificação (V_p), é dada pela seguinte fórmula:

- para padrões LITZKA e PEINER:

$$V_p = 1,609b_w y_0 \left(\frac{t_w}{p}\right)^{1,223} f_y \quad (7.112)$$

- para padrões ANGLO-SAXÃO:

$$V_p = 2,422b_w y_0 \left(\frac{t_w}{p}\right)^{1,148} f_y \quad (7.113)$$

7.3.2.2 – Vigas celulares

Segundo Vieira (2014), *apud* Gonçalves (2015), para verificar a capacidade resistente à FMA em vigas com aberturas celulares simétricas sem chapa expansora, deve-se seguir o seguinte roteiro de cálculo:

$$V_{Rd,FMA} = c_1 c_2 \sigma b_w t_w \quad (7.114)$$

Sendo:

σ a tensão de compressão na diagonal do montante;

c_1 e c_2 fatores de ajuste com base nos resultados numéricos obtidos por Vieira (2014) *apud* Gonçalves (2015);

σ tensão de compressão resistente. Essa tensão é obtida através das curvas de flambagem 'C' da norma inglesa BS 5950-1:2000 (encontrado no anexo 1 desta dissertação), cuja apropriada em caso de seções em espessuras inferiores a 40mm, considerando a esbeltez λ do montante de alma. Essa esbeltez é obtida através da expressão $\lambda = \frac{l_e \sqrt{12}}{t_w}$, onde o l_e da diagonal comprimida é determinado a partir da equação $l_e = k \frac{\sqrt{b_w^2 + h_0^2}}{2}$ (ambas equações já apresentadas neste capítulo), fazendo $h_0 = D_0$.

Para a determinação dos fatores de ajuste c_1 e c_2 é necessário que se considere as características geométricas da viga celular em questão, conforme demonstrado através de expressões de cálculo abaixo:

- para $1,20 \leq p/D_0 \leq 1,25$ e $0,57 \leq \frac{D_0}{d_g} \leq 0,65$:

$$c_1 = -2,0267 \left(\frac{p}{D_0} \right) + 3,7082 \quad (7.115)$$

$$c_2 = 1,559 \left(\frac{D_0}{d_g} \right) + 2,1648 \quad (7.116)$$

- para $1,20 \leq p/D_0 \leq 1,25$ e $0,65 < D_0/d_g \leq 0,75$:

Para o cálculo de c_1 adotar expressão de cálculo anterior (6.115), já o valor de c_2 deve ser tomado igual à unidade.

- para $1,20 \leq p/D_0 \leq 1,25$ e $0,75 < D_0/d_g \leq 0,80$.

Considerar c_1 e c_2 iguais a unidade.

- para $1,25 < p/D_0 \leq 1,40$ e $0,57 \leq D_0/d_g \leq 0,80$:

$$c_1 = 0,8157 \left(\frac{p}{D_0} \right) + 2,1372 \quad (7.117)$$

O coeficiente c_2 é considerado igual à unidade

7.4 – Combinação de esforços

Em vigas metálicas mistas de alma cheia, a seção que possui a combinação momento fletor – força cortante (M + V) mais desfavorável coincide com a seção de momento máximo, porém, nos casos de vigas alveolares mistas, isso não acontece, o que leva, portanto, há uma necessidade de uma formulação de cálculo apropriada para a verificação da capacidade resistente das vigas alveolares mistas ao estado-limite último de formação de mecanismo plástico (GONÇALVES, 2015).

O autor Delesques (1969) *apud* Gonçalves (2015), desenvolveu um procedimento na qual pudesse verificar o estado-limite último de formação de mecanismo plástico para vigas alveolares metálicas tais expressões de cálculo também foram citados por Silveira (2011) e por Gonçalves (2015). A expressão de cálculo analítica é baseada em um modelo Vierendel e é linear, por conseguinte, considera a alta interação que existe entre M+V. A verificação é realizada através da seguinte formulação:

$$M + V \leq \frac{M_{plo}}{\gamma_{at}} \quad (7.118)$$

Sendo:

- para padrões LITZKA, PEINER e vigas celulares:

$$c = \frac{\gamma_0 \gamma_a b_w A_t}{2I_t} \quad (7.119)$$

- para padrões ANGLO-SAXÃO:

$$C = \frac{\sqrt{3}y_0\gamma_a^2 A_t}{2I_t} \quad (7.120)$$

O autor Gonçalves (2015), em sua pesquisa, sugere que seja utilizado uma expressão semelhante à expressão (6.118), levando-se em consideração o momento fletor resistente de cálculo de vigas alveolares mista (M_{Rd}) no lugar da resistência à plastificação da seção transversal da viga alveolar de aço (M_{plo}/γ_{al}):

$$M_{sd} + cV_{sd} \leq M_{Rd} \quad (7.121)$$

Para situações onde a viga alveolar mista é biapoiada e que tenha um carregamento por igual distribuído ao longo da viga, a partir de cada padrão geométrico dos alvéolos pode-se determinar a seção mais solicitada pela combinação M+V. De acordo com Delesques (1969) *apud* Gonçalves (2015), essa seção é representada pela variável c , sendo esta a distância a partir do centro do vão em que se encontra a seção mais solicitada e seu valor não pode superar a metade do vão. Neste caso, a verificação do estado-limite último deve ser realizada no alvéolo localizado à distância c ou naqueles mais próximos a essa distância.

Gonçalves (2015), adota a seguinte expressão de cálculo de interação M+V:

$$\left(\frac{M_{sd}}{M_{Rd}}\right)^n + \left(\frac{V_{sd}}{V_{plo}}\right)^n \leq 1 \quad (7.122)$$

Onde:

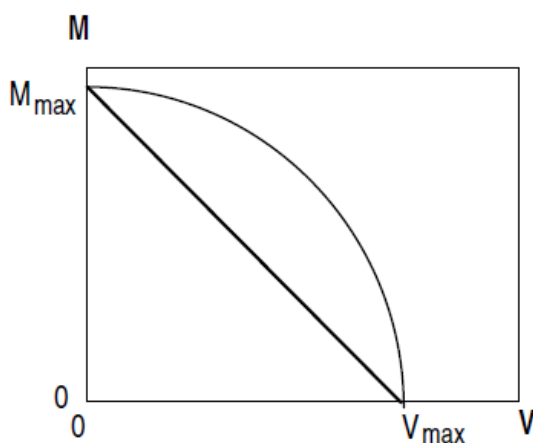
n é o grau de interação entre os esforços;

$$V_{plo} = 0,6f_yd t_w(2h_t) \quad (7.123)$$

De acordo com Ward (1994) *apud* Gonçalves (2015), a verificação a esse estado-limite deve ser realizada por uma expressão linear cujo $n = 1$.

Darwin (1990) *apud* Gonçalves (2015), afirma, em uma de suas publicações, que a interação entre o momento e força cortante numa viga alveolar é fraca. O que é algo já esperado, uma vez que se tenha conhecimento sobre a real distribuição de tensões normais e de cisalhamento na seção transversal de uma viga de aço modelada em perfil I. O autor ainda afirma que isto ocorre porque as mesas resistem à maior parte das tensões normais e a alma resiste à maior parte das tensões de cisalhamento. É de se esperar então que os dois problemas, quais sejam, da resistência ao momento fletor e à força cortante, sejam quase desacoplados. Por conta dessas observações Darwin (1990) *apud* Gonçalves (2015), chegou a fazer uma correlação entre os resultados analíticos e experimentais. A Figura que se segue mostra a curva de interação cúbica e linear para que se chegasse em uma correlação dos resultados.

56 - Curvas de interação cúbica e linear



Fonte: Gonçalves, 2015.

Observando a figura acima, podemos constatar a diferença entre a expressão cúbica e a expressão linear da interação M+V.

Com base em alguns trabalhos, como o de Wang et al. (2014) *apud* Gonçalves (2015), a respeito de interação M+V, desenvolvidos para vigas casteladas, foi constatado que a interação entre esses esforços é fraca. Em função disso, foi desenvolvido um estudo de sensibilidade com base no modelo numérico apresentado nesta dissertação. Verificou-se que a interação momento fletor – esforço cortante com grau de interação $n = 2$, satisfaz a correlação com o modelo numérico. Portanto, ainda segundo o autor, a expressão apresentada abaixo é a recomendada para o cálculo de verificação do estágio-limite último de formação de mecanismo plástico.

$$\left(\frac{M_{sd}}{M_{Rd}}\right)^2 + \left(\frac{V_{sd}}{V_{plo}}\right)^2 \leq 1 \quad (7.124)$$

Recomenda-se verificar todos os alvéolos, pois dependendo da configuração do carregamento, não se identifica imediatamente a que ponto da viga alveolar mista que a combinação momento-cortante é mais desfavorável.

7.5 - Deslocamentos verticais

Assim como é recomendado pela norma ABNT BNR 8800/2008, sobre verificações do estado limite de serviço de deslocamento excessivo, deve haver homogeneização teórica da seção formada pelo perfil de aço e a laje de concreto com sua largura efetiva, para que se obtenha as propriedades geométricas da seção mista. A forma de homogeneização de vigas mistas alveolares é a mesma que se usa para vigas mistas de alma cheia, quando se divide a largura efetiva da laje pela razão modular ($\alpha = E/E_c$), E e E_c são os módulos de elasticidade do aço e do concreto, respectivamente. A posição da linha neutra é obtida admitindo-se uma distribuição de tensões linear na seção homogeneizada e os efeitos de longa duração (fluência e retração do concreto)

devem ser considerados, simplificadaamente, multiplicando-se a razão entre módulos por 3.

De acordo com estudos feitos por Silveira (2011) e Brinkhus (2015), no caso de vigas alveolares mistas, as deformações de cisalhamento podem representar uma magnitude significativa, sendo necessário considerá-las. Assim sendo, no caso de vigas biapoiadas sujeitas a um carregamento uniformemente distribuído, a flecha total deve ser obtida somando-se as deformações provocadas pelo momento fletor (M) e pela força cortante (V), ou seja:

$$f = f_M + f_V = \frac{5ql^4}{384EI_{ef}} + \frac{qL^2}{8GA_e} \quad (7.125)$$

Nas regiões de momento positivo, o momento de inércia efetivo (I_{ef}) é dado por:

$$I_{ef} = I_e + \sqrt{\eta}(I_{tr} - I_e) \quad (7.126)$$

sendo:

I_e o momento de inércia da seção alveolar do perfil de aço;

η o grau de interação da viga alveolar mista;

I_{tr} o momento de inércia da seção mista homogeneizada.

A inércia equivalente da viga alveolar de aço (I_e) pode ser determinada utilizando as expressões propostas por Silveira (2011):

- para os padrões LITZKA e PEINER:

$$I_e = 2(A_t y_0^2 + I_t) + t_w \left(\frac{a^3}{2,57} + 1,11a^2b + ab^2 + \frac{b^3}{4,5} \right) \quad (7.127)$$

- para o padrão ANGLO-SAXÃO:

$$I_e = 2(A_t y_0^2 + I_t) + t_w \left(\frac{a^3}{2,37} + 1,18a^2b + ab^2 + \frac{b^3}{6,47} \right) \quad (7.128)$$

- para vigas celulares

$$I_e = 2(A_t y_0^2 + I_t) + \frac{t_w D_0^3}{8} \left(\frac{1}{2} - \frac{b_w}{3(D_0 + b_w)} \right) \quad (7.129)$$

Onde:

b é a metade da chapa expansora;

a é a altura do lado inclinado em aberturas hexagonais ou octogonais (metade da altura da abertura, quando não há chapa expansora).

De acordo com os estudos realizados por Silveira (2011), a área equivalente (A_e) da seção alveolar de aço, é calculada igualmente para todos os modelos geométricos dos alvéolos, a expressão é dada por:

- para vigas com chapas expansora:

$$\frac{1}{A_e} = \frac{20,77}{t_w y_0^2 p^2} [0,20a^3 + 0,375ab(2a + 3b) + b^3] + \frac{0,60}{t_w y_0^2} (2,08a + 3b) + \frac{p^2}{1684,8I_t} + \frac{t_w y_a^5}{22,5I_t^2} \quad (7.130)$$

- para vigas sem chapa expansora:

$$\frac{1}{A_e} = 4,154 \frac{a^3}{t_w y_0^2 p^2} + 1,248 \frac{a}{t_w y_0^2} + \frac{p^2}{1684 I_t} + \frac{t_w y_0^5}{22,5 I_t^2} \quad (7.131)$$

De acordo com Queiroz *et al* (2012), quando a linha neutra elasto-plástica se encontra na laje de concreto e a estrutura se encontra na região de momento positivo, para que seja determinado a inércia efetiva da laje de concreto com a viga, deve-se considerar as seguintes expressões de cálculo mostradas na Tabela 3, sendo que para vigas alveolares é necessário fazer as alterações pertinentes a cada tipo de padrão:

Tabela 3 - Propriedades elásticas - regiões de momento positivo

Elemento	A_i	y_i	$A_i y_i$	$A_i y_i^2$	I_0
Laje	$b_{tr} a'$	$w - a'/2$	calcular	calcular	$\frac{b_{tr} a'^3}{12}$
Perfil	A	0	0	0	I_x
Σ	calcular	-	calcular	calcular	calcular

Fonte: Queiroz, 2012. (Adaptado pela autora).

Com:

$$b_{tr} = b/\alpha_E \quad (7.132)$$

$$w = \frac{d}{2} + h_F + t_c \quad (7.133)$$

$$a = \frac{-A + \sqrt{A^2 + 2b_{tr}Aw}}{b_{tr}} \quad (7.134)$$

Sendo:

b_{tr} = largura transformada;

A = área do elemento;

y_i = distância do centro de gravidade do elemento ao eixo de referência.

Posição da linha neutra elástica LNE (acima do eixo x-x do perfil):

$$y_0 = \frac{\sum A_i y_i}{\sum A_i} \quad (7.135)$$

Momento de inércia da seção transformada:

$$I_{tr} = \sum A_i y_i^2 + \sum I_0 - (\sum A_i) y_0^2 \quad (7.136)$$

Módulo resistente elástico da seção transformada:

$$W_{tr} = \frac{I_{tr}}{y_0 + \frac{d}{2}} \quad (7.137)$$

8- ANÁLISE NUMÉRICA

8.1 – Considerações iniciais

O modelo numérico feito através do método dos elementos finitos foi desenvolvido com a finalidade de fazer um estudo de respostas estruturais comparativo entre vigas alveolares mistas e vigas com perfis de alma cheia mista considerando a influência dos alveolos. Para a realização desta análise, foram feitas pesquisas de diversos autores, entre eles Brinkhus (2015), Ferrari (2013), Silveira (2011), Abreu (2010), sendo que todos estes autores fizeram suas análises em programas estruturais distintos e analisaram situações diferentes, mas com o objetivo de analisarem o comportamento de vigas de alma expandidas conforme o carregamento aplicado.

Para que fosse feita a análise numérica desta dissertação, o *software* utilizado foi o SAP 2000 (COMPUTER AND STRUCTURES INC.,2014), por se tratar de um programa bastante difundido e acessível, além de poder ser utilizado em outras áreas da engenharia. O programa possui um ambiente gráfico interativo e que permite fácil definição e avaliação das diferentes combinações de ações. Em ambas análises o aço foi considerado como um sólido sendo um material elástico linear.

O programa SAP 2000 também realiza análises não lineares, onde considera o efeito P-delta ($P - \Delta$) para pequenos deslocamentos e o efeito p-deltinha ($P - \delta$), que é considerada pelo SAP 2000 de maneira aproximada, utilizando um polinômio de interpolação de terceiro grau. Esse procedimento é considerado uma boa aproximação quando não se está próximo à carga de flambagem.

Mesmo o SAP 2000 apresentando a possibilidade de se realizar uma análise de segunda ordem, neste trabalho todas as modelagens, observações e considerações foram feitos em primeira ordem, pois por ser uma comparação onde o que seria levado em consideração seriam os deslocamentos verticais, a influência dos alvéolos e as tensões na viga, mesmo se tratando de uma

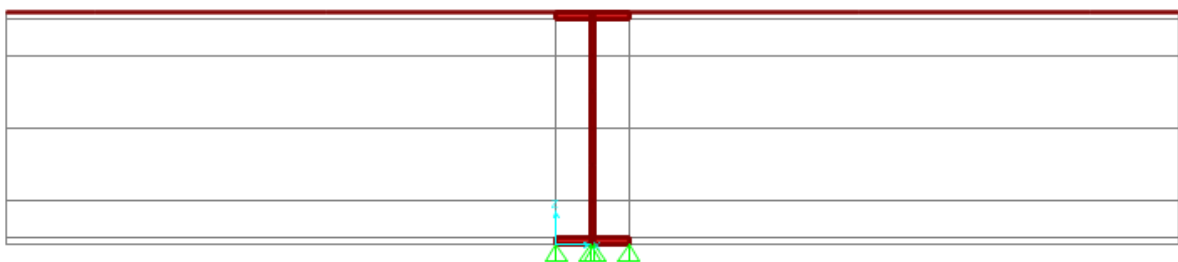
análise mais simplificada, a teoria de primeira ordem atende perfeitamente para que pudessem ser feitas as observações desejadas.

8.2 – Método de análise

Para que fosse realizado o comparativo da análise numérica através do método dos elementos finitos de uma viga mista de alma cheia e de uma viga alveolar, a modelagem foi realizada no próprio programa SAP considerando a viga como elemento sólido (*solid*) e a laje como elemento *shell*, ou seja, não houve exportação das modelagens de nenhum programa de desenho, como por exemplo o programa AutoCAD.

Para que os resultados das duas modelagens ficassem mais próximas da realidade e para que os valores não sofressem algum tipo de influência devido a detalhes do modelo, a estratégia utilizada foi modelar primeiro a viga alveolar com a laje de concreto, verificar os resultados e logo após utilizar o mesmo modelo, porém com as aberturas fechadas, afim de não prejudicar a análise. A figura a seguir mostra como ficou modelada a seção transversal da viga mista alveolar.

Figura 57 - Seção transversal da viga mista alveolar

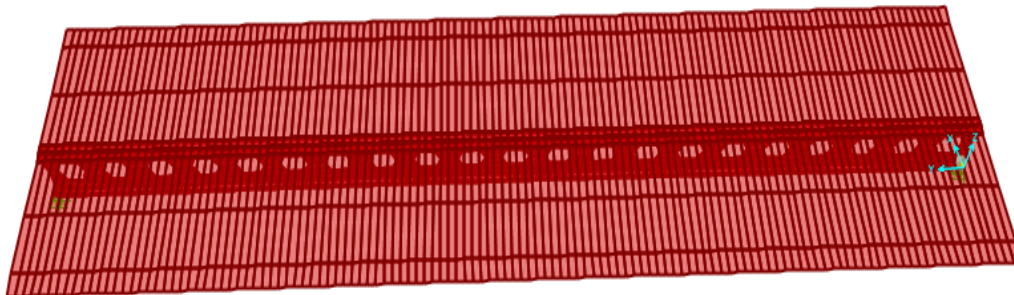


Fonte: Autora, 2018

Para a modelagem laje foram usados elementos planos de casca, pois, segundo alguns autores como o autor DIAS (2016), é uma forma de representar melhor o comportamento mecânico do elemento estrutural. De acordo com Silva (2010) *apud* DIAS (2016). Quando se utiliza elemento plano

de casca para a discretização da laje de concreto, quando se tem pisos de edifícios de andares múltiplos a representação pode ser feita de forma única, sem a necessidade de utilizar a aproximação de uma largura efetiva para cada viga mista. A Figura 58 mostra a laje modelada a partir de elementos de casca.

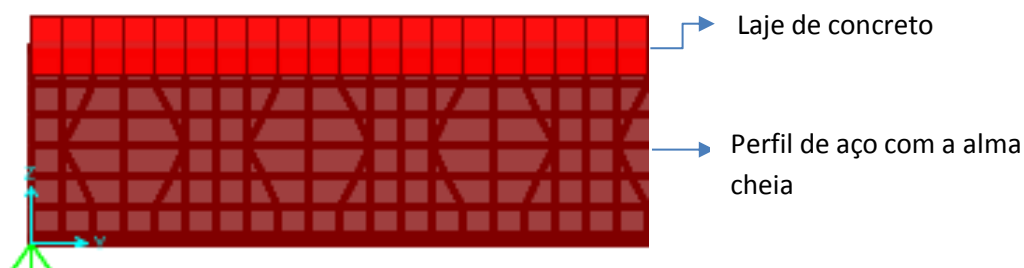
Figura 58 - Laje apoiada na viga alveolar



Fonte: Autora, 2018.

Os elementos finitos utilizados foram quadriláteros, sendo não maiores que 25 cm^2 de área para a laje de concreto e volume não maior que 54 cm^3 para o perfil de aço, sendo que na viga, tanto de alma cheia quando alveolar, o tamanho dos elementos varia, conforme mostra a figura abaixo da modelagem do perfil de alma cheia. Para a viga alveolar mista foram utilizados 3854 pontos, 1134 elementos na laje de concreto, 1344 elementos na laje e 15348 equações de equilíbrio. Já na viga alveolar mista foram utilizados 4232 pontos, como a laje era a mesma, foram usados a mesma quantidade de elementos (1134) e pela viga não ter as aberturas, foram usados 1512 elementos, com 18372 equações de equilíbrio. A seguir é ilustrado parte dos elementos que foram utilizados na modelagem numérica.

Figura 59 - Tamanho dos elementos finitos

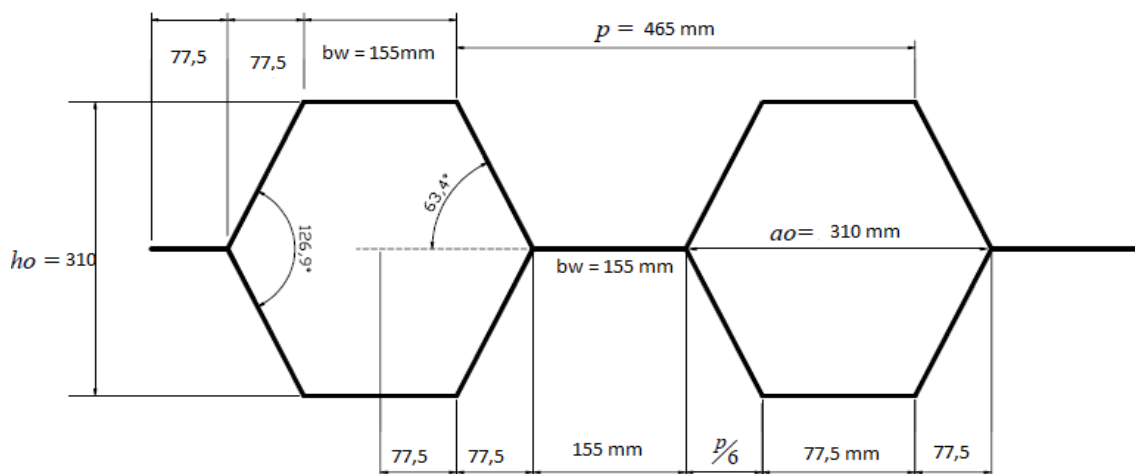


Fonte: Autora, 2018.

Foi considerado, tanto para o estudo analítico quanto para a análise numérica, interação completa entre a laje de concreto e a viga de aço, sendo, por motivo de simplificação da modelagem, utilizado laje maciça, ou seja, sem a presença de fôrma de aço incorporada, o que não é igual para o cálculo analítico.

Neste estudo, adotou-se como típico, para os dois modelos, as características do aço ASTM A572 Gr: 50 (aço utilizado na fabricação dos perfis laminados da série W brasileiro), sendo $f_y = 345 \text{ MPa}$, $f_u = 450 \text{ MPa}$, e o módulo de elasticidade do aço de 200.000 MPa , segundo a norma ABNT NBR 8800/2008. A figura a seguir mostra a geometria dos alvéolos que foi considerada para que se fizesse a análise numérica.

Figura 60 - Geometria da viga castelada



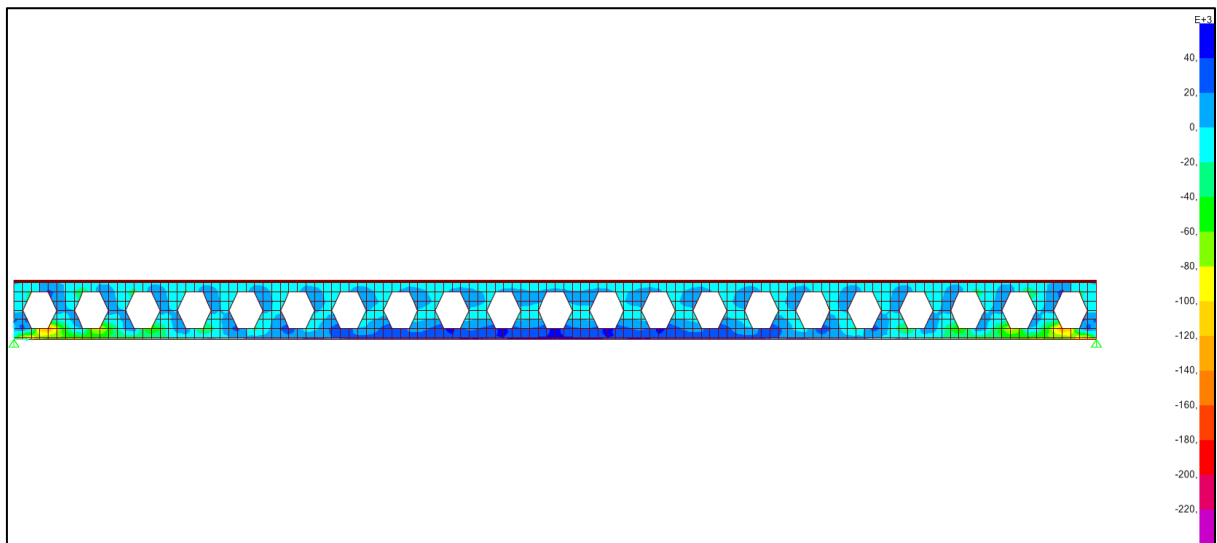
Fonte: Silveira, 2011. (Adaptado pela autora).

Para o carregamento das duas estruturas mistas, com perfil de alma cheia e alveolar, foram considerados o peso próprio da viga, peso próprio da laje, peso próprio do revestimento e piso, correspondendo a uma carga de 7 kN/m^2 , sendo que a carga permanente 4 kN/m^2 e os 3 kN/m^2 entraram como sobrecarga. O espaçamento entre vigas foi considerado sendo de 3 m e vão de 10 m , sendo a largura efetiva da viga calculada conforme descrito na norma ABNT NBR 8800:2008 ($1/8$ do vão), sendo então 125 cm de laje de cada lado da viga, ou seja, 250 cm a largura total da laje de concreto.

8.3- Resultados obtidos

Tanto a viga de alma cheia quanto a viga alveolar se comportaram como o esperado e de forma semelhante na análise de tensões, sendo que nas vigas alveolares as maiores tensões se encontram próximos aos apoios e em torno dos alvéolos, conforme mostra a Figura a seguir:

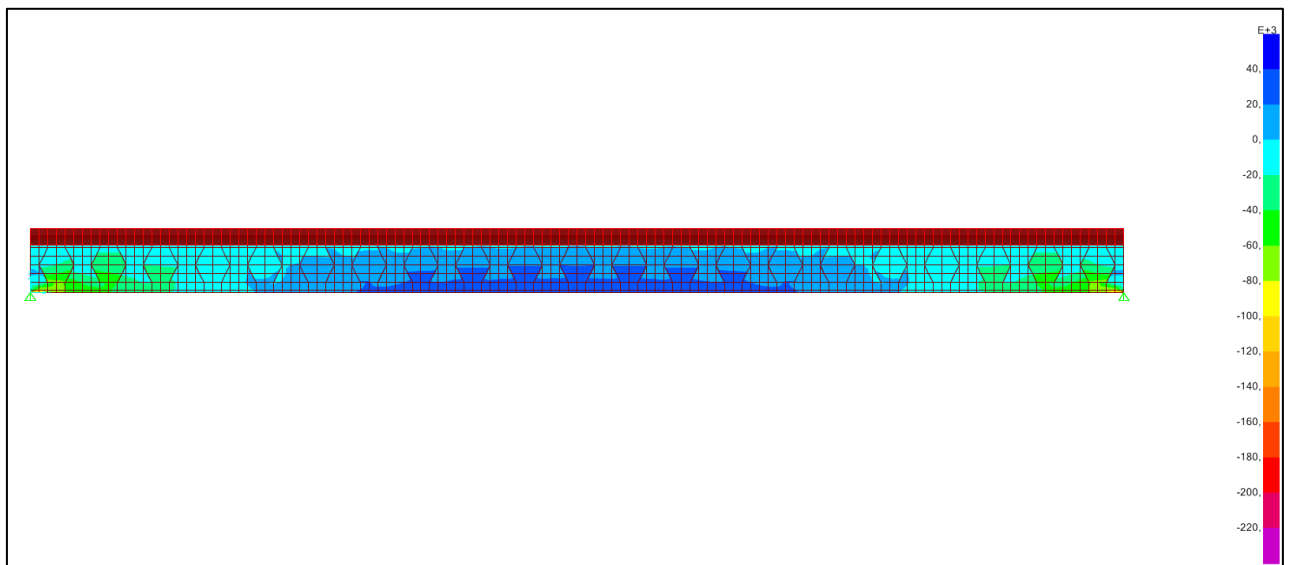
Figura 61 - Distribuição de tensões



Fonte: Autora, 2018.

Como ocorreu nas vigas alveolares e nas vigas de alma cheia as maiores tensões se encontram próximas aos apoios, principalmente se forem analisadas em torno do eixo y , como mostra a figura abaixo.

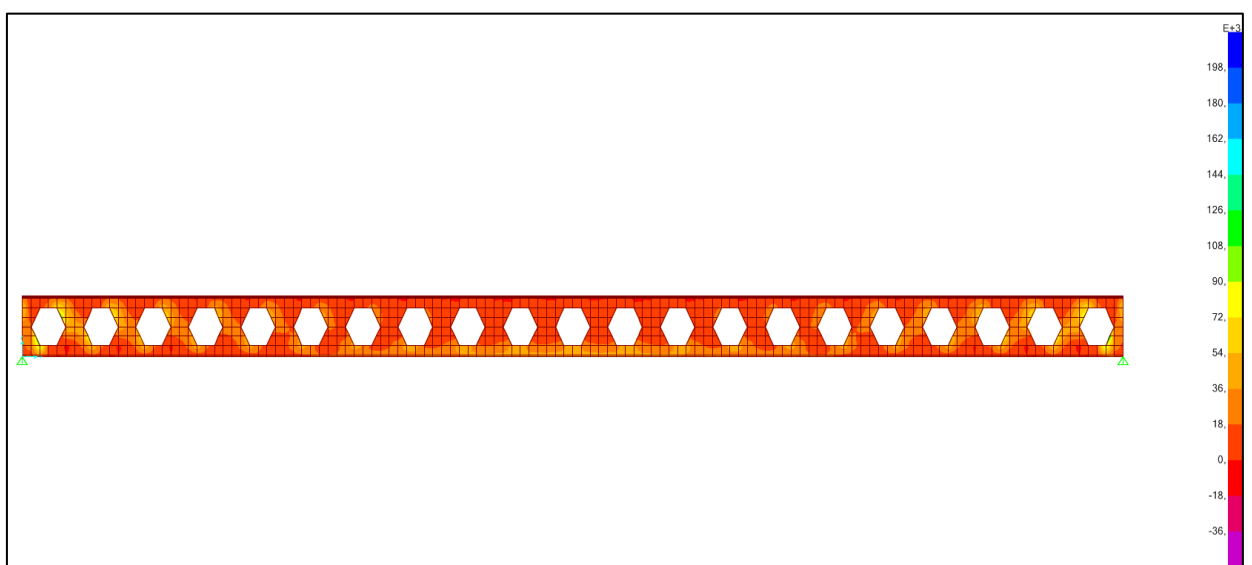
Figura 62 - Distribuição de tensões em torno do eixo y na viga W 460 x 68 com alma cheia



Fonte: Autora, 2018.

Na viga mista com perfil alveolar, as tensões máximas são encontradas próximas aos apoios, na parte inferior do centro da viga e nos alvéolos localizados próximos aos apoios, conforme mostra a figura abaixo.

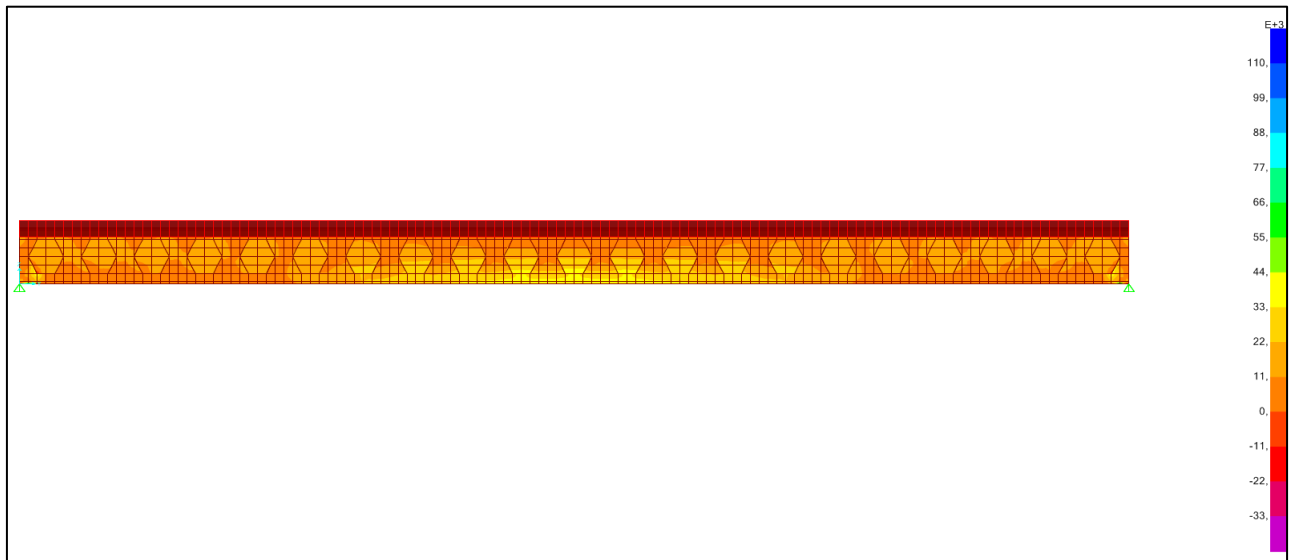
Figura 63 - Distribuição de tensões máximas na viga alveolar



Fonte: Autora, 2018.

De acordo com a Figura 64 é possível observar que quando se trata de tensões máximas na viga mista com perfil de alma cheia, as maiores tensões se encontram no centro da viga e próximo aos apoios.

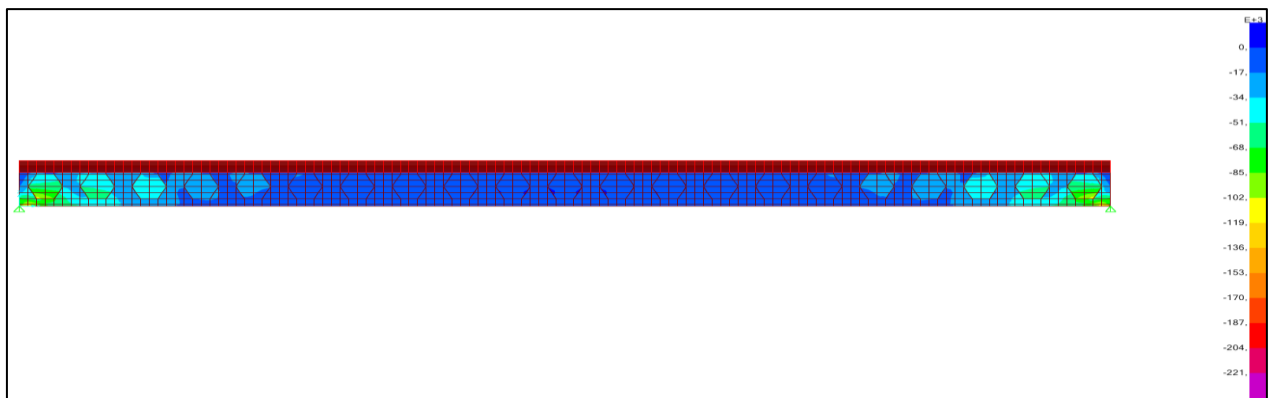
Figura 64 - Distribuição de tensões máximas na viga de alma cheia W 460 x 68



Fonte: Autora, 2018.

Já quando são analisadas tensões mínimas, as tensões no centro da viga, praticamente, desaparecem e as principais tensões são encontrados próximos aos apoios, conforme mostra a Figura a seguir.

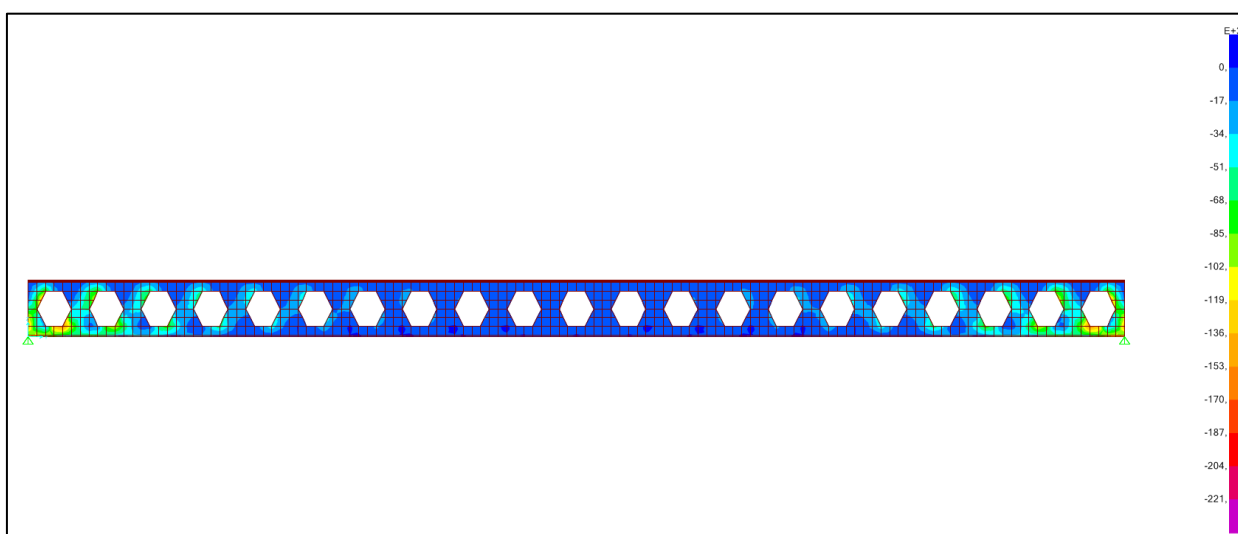
Figura 65 - Tensões mínimas na viga de alma cheia



Fonte: Autora, 2018.

Da mesma forma como aconteceu na viga de alma cheia, na viga alveolar, quando analisada sob o âmbito de tensões mínimas, ocorreu uma concentração de tensões em torno dos alvéolos (principalmente os mais pertos das extremidades) e próximos aos apoios, sendo que no centro da viga, as tensões foram, praticamente, nulas (FIGURA 66).

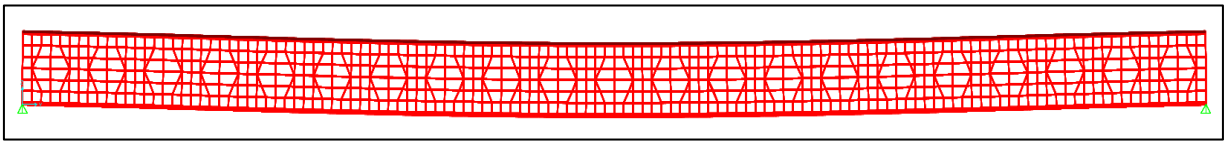
Figura 66 - Tensões mínimas na viga alveolar



Fonte: Autora, 2018.

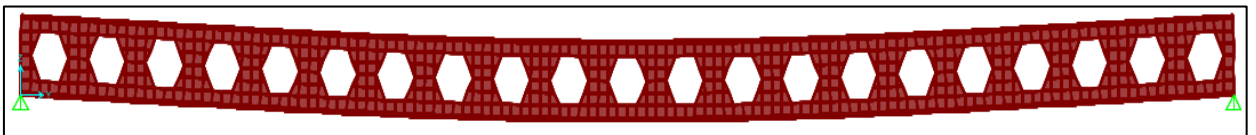
Assim como aconteceu no estudo analítico, na análise numérica os deslocamentos verticais que ocorreram nas vigas mistas de alma cheia e nas vigas mistas alveolares foram bem próximos, sendo que a viga alveolar apresentou uma flecha maior (poucos milímetros), o que já era esperado, uma vez que os perfis tinham a mesma altura, porém a segunda era uma viga com alvéolos, ou seja, com a inercia reduzida compara com o perfil de alma cheia. Os valores encontrados foram bem próximos aos que foram calculados pelas planilhas, em torno de 3 cm a flecha máxima, sendo 3,21 cm na viga de alma cheia e 3,50 cm na viga alveolar. As figuras abaixo mostram o deslocamento vertical da viga mista de alma cheia e da viga mista com perfil alveolar, ambas com altura de 460 mm.

Figura 67 - Deslocamento vertical máximo na viga de alma cheia



Fonte: Autora, 2018.

Figura 68 - Deslocamento vertical máximo na viga alveolar



Fonte: Autora, 2018.

Através do estudo de análise numérica, foi possível observar que a presença dos alvéolos em vigas com o mesmo perfil resultou em um aumento de 9% na flecha e aumento de 9% nas tensões máximas.

9 – DIMENSIONAMENTO DAS VIGAS COM PERFIS DE ALMA CHEIA E VIGAS COM PERFIS ALVEOLARES

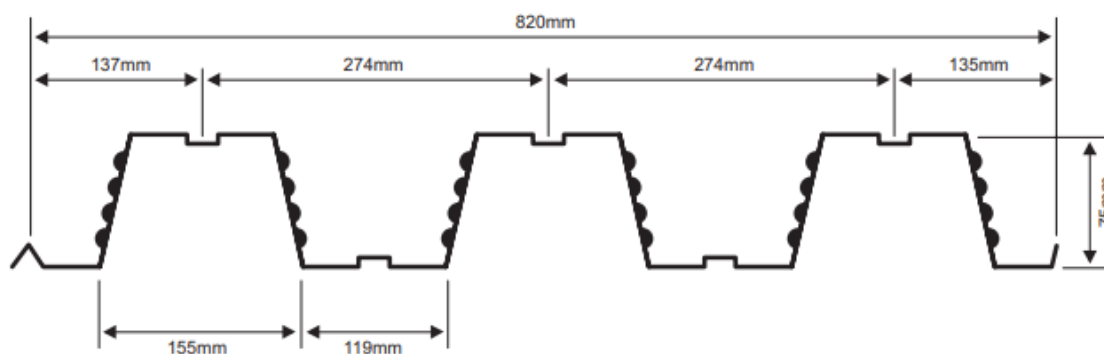
Através dos estudos realizados, demonstrados nos capítulos 4 e 5, foram analisadas vigas mistas com perfis de alma cheia e vigas mistas com os mesmo perfis castelados com vãos de 6,0 m, 7,5 m, 8,0 m, 10,0 m, 12,0 m, 15,0 m e de 20,0 m com espaçamento entre vigas de 3,0 m sujeitas a uma carga permanente de 4,0 KN/m² e sobrecargas de 3,0 KN/m².

Os critérios utilizados foram:

- seção de aço compacta;
- estrutura não escorada;
- incorporação de fôrma de aço (*steel deck* MF-75);
- conector de cisalhamento do tipo *stud bolt*;
- interação completa entre a laje e os conectores;
- linha neutra da seção plastificada na laje de concreto.

Foi adotado uma laje mista com altura total de 150 mm, com fôrma de aço incorporada, com altura de 75 mm e para a escolha do modelo da fôrma a ser utilizada, optou-se por uma bastante difundida no Brasil e que suportasse os carregamentos. Por esse motivo foi considerado o *steel deck* MF-75, conforme as dimensões são vistas na figura abaixo.

Figura 69 - Dimensões do *steel deck* MF-75



Fonte: Metform, 2015.

Para serem feitas as análises de forma mais rápida e precisa, foram criadas duas planilhas de cálculo, através do programa de cálculo Excel, sendo uma para viga mista com perfil de alma cheia e outra para viga mista com perfil alveolar. As figuras a seguir mostram como a planilha de cálculo foi desenvolvida.

Figura 70 - Dados de entrada (carregamentos) e esforços solicitantes na planilha de cálculo

The image shows two panels from an Excel spreadsheet. The left panel, titled 'DADOS DE ENTRADA', contains input fields for various load components and dimensions. The right panel, titled 'ESFORÇOS SOLICITANTES', contains output fields for internal forces and moments.

DADOS DE ENTRADA	
2,81 KN/m^2	PP concreto
0,19 KN/m^2	PP vigamento
1 KN/m^2	PP revestimento/piso
TOTAL= 4 KN/m^2	Carga permanente
SC = 3 KN/m^2	
L1 = 3 m	
L = m	

ESFORÇOS SOLICITANTES	
Mg' =	KN/m
Md' =	KN/m
Ml =	KN/m
Vd =	KN/m
Md =	KN.m
Md =	KN.cm
q =	KN/m

Fonte: Autora, 2018.

Após o cálculo dos esforços solicitantes, é necessário definir o perfil laminado que será analisado levando em consideração suas propriedades, que são: A_g (área do perfil), b_f (largura da mesa), d (altura do perfil), I_x (inércia do perfil), t_f (espessura da mesa), t_w (espessura da alma), Z_x (módulo de resistência plástico). Os procedimentos de cálculo são estabelecidos pela norma ABNT NBR 8800:2008 para os perfis de alma cheia e para o perfil alveolar conforme Gonçalves (2015). A figura abaixo mostra parte da planilha de cálculo, onde são consideradas as características do aço e do concreto para a viga mista.

Figura 71 - Propriedades do perfil de aço e da laje de concreto

DADOS		
VIGA	LAJE DE CONCRETO	AÇO
$A_s =$ <input type="text"/> cm^2	$b =$ <input type="text"/> cm	$f_y =$ <input type="text"/> kgf/cm^2
$d =$ <input type="text"/> mm	$t_c =$ <input type="text"/> cm	$E =$ <input type="text"/> kgf/cm^2
$d' =$ <input type="text"/> cm	$t_{ca} =$ <input type="text"/> kgf/cm^3	$f_{yd} =$ <input type="text"/> kgf/cm^2
$h =$ <input type="text"/> cm^4	$t_p - Sd =$ <input type="text"/> cm	$E_{cp} =$ <input type="text"/> MPa
$b_y =$ <input type="text"/> mm	$f_{cd} =$ <input type="text"/> MPa	$E_{cs} =$ <input type="text"/> kgf/cm^2
$t_f =$ <input type="text"/> mm		
	SEÇÃO HOMOGENEIZADA	
	$I_{eq} =$ <input type="text"/> kgf/cm^2	

Fonte: Autora, 2018.

É calculada a área transformada e a inércia equivalente da viga mista e também é o módulo resistente elástico da seção transformada. Obtidos esses dados, determina-se os deslocamentos verticais máximos. Esse deslocamento precisa ser inferior a $L/350$ ($L =$ vão da viga), conforme ABNT NBR 8800:2008. Conforme mostrado na Figura a seguir.

Figura 72 - Cálculo do deslocamento vertical máximo

ÁREA TRANSFORMADA	CÁLCULO DE FLECHA
Interação completa	$I_{eq} =$ <input type="text"/> cm^4
$b_{tr} =$ <input type="text"/> cm^2	$\Delta x =$ <input type="text"/> cm
$w =$ <input type="text"/> cm	$\Delta x <$ <input type="text"/> cm
$a =$ <input type="text"/> cm	Atende ao limite de deslocamento vertical máximo
$A_{laje} =$ <input type="text"/> cm^2	
$\Sigma \text{Área} =$ <input type="text"/> cm^2	
$y_1 =$ <input type="text"/> cm	
$A_c y_1 =$ <input type="text"/> cm^3	
$A_c y_1^2 =$ <input type="text"/> cm^4	
$I_0 =$ <input type="text"/> cm^4	
$\Sigma \text{Inércia} =$ <input type="text"/> cm^4	
$y_0 =$ <input type="text"/> cm	
$I_{eq} =$ <input type="text"/> cm^4	
$W_x =$ <input type="text"/> cm^3	

Fonte: Autor, 2018.

A seguir são verificadas, a flambagem local da mesa (FLM), flambagem local da alma (FLA) e o momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}). Para que seção da viga mista atenda as solicitações de cálculo, M_{Rd} (momento resistente

de cálculo) deve-se ser maior ou igual a M_{sd} (momento solicitante de cálculo), como é visto na imagem abaixo.

Figura 73 - Cálculo de FLM, FLA e M_{Rd}

Fonte: Autora, 2018.

E, por fim, é calculada a resistência de cálculo à força cortante de (V_{Rd}), onde é comparada com a força cortante solicitante de cálculo (V_{sd}). Para que o perfil atenda as solicitações, V_{Rd} deve ser maior ou igual a V_{sd} . A FIGURA 74 mostra os valores a serem obtidos e comparados.

Figura 74 - Cálculo de força cortante

Fonte: Autora, 2018.

No cálculo de vigas alveolares, para que sejam feitas todas as considerações necessárias, a geometria do perfil alveolar deve ser calculada com base nas características do perfil original escolhido. Também deve ser

levado em consideração que estes cálculos foram executados, exclusivamente, para vigas do tipo padrão PEINER (FIGURA 75).

Figura 75 - Geometria do perfil alveolar

The screenshot shows a software window titled "PROPRIEDADE GEOMÉTRICA". It contains a vertical list of input fields for geometric properties, each followed by its unit:

- $d_f =$ [input] cm
- $h_t =$ [input] cm
- $A_s =$ [input] cm²
- $y_o =$ [input] cm
- $y_s =$ [input] cm
- $Z_{so} =$ [input] cm³
- $I_{so} =$ [input] cm⁴
- $I_x =$ [input] cm⁴
- $y_x =$ [input] cm

Fonte: Autora, 2018.

Após o cálculo da geometria da viga mista com o perfil alveolar, é feita a verificação para se determinar a posição da linha neutra da seção plastificada, para, em seguida, calcular o momento fletor resistente de cálculo (FIGURA 76).

Figura 76 - Cálculo do momento fletor resistente de cálculo

The screenshot shows two software windows side-by-side. The left window is titled "VERIFICAÇÃO DA LINHA NEUTRA DA SEÇÃO PLASTIFICADA" and contains input fields for "Concr" and "Aço", with the text "Linha neutra da seção plastificada na laje de concreto" below. The right window is titled "MOMENTO FLETOR RESISTENTE DE CÁLCULO" and contains a vertical list of input fields and their units:

- $T_{c1} =$ [input] KN
- $a =$ [input] KN/cm OK
- $f_{c1} =$ [input]
- $f_{c2} =$ [input] OK
- $f_{c3} =$ [input] OK
- $T_{s01} =$ [input]
- $T_{s02} =$ [input]
- $T_{s03} =$ [input]
- $T_{s04} =$ [input]
- $C_{s0} =$ [input]
- $M_{ed} =$ [input] KN.cm

Fonte: Autora, 2018.

É feito o cálculo da área transformada afim de se obter o valor da inércia efetiva da viga mista composta pelo perfil alveolar de aço solidarizado com a laje mista aço-concreto. Assim, é verificado o deslocamento vertical máximo, considerando que a flecha não pode ser superior a $L/350$. A Figura a seguir mostra a parte da planilha referente aos cálculos da área transformada e do deslocamento vertical.

Figura 77 - Deslocamentos verticais

The image shows two spreadsheets side-by-side. The left spreadsheet is titled 'ÁREA TRANSFORMADA' and contains the following input fields:

- $v =$ [] cm
- $b_w =$ [] cm²
- $a =$ [] cm²
- $A_{laj} =$ [] cm²
- $\Sigma \text{área} =$ [] cm²
- $y_s =$ [] cm
- $I_x =$ [] cm⁴
- $V_x =$ [] cm³
- $y_c =$ [] cm
- $A_y Y_c =$ [] cm³
- $A_y Y_c^2 =$ [] cm⁴
- $I_x =$ [] cm⁴
- $I_x =$ [] cm⁴
- $I_x =$ [] cm⁴

The right spreadsheet is titled 'DESLOCAMENTOS VERTICAIS' and contains the following input fields:

- $a =$ [] cm
- $I_x =$ [] cm⁴
- $A_y =$ [] cm²
- $f =$ [] cm
- $\Delta x <$ [] cm

Below the last field on the right spreadsheet, it says 'Atende ao limite de deslocamento vertical máximo'.

Fonte: Autora, 2018.

É calculada a força cortante resistente de cálculo considerando o colapso por escoamento do montante de alma por cisalhamento e o colapso do montante de alma por compressão. A seguir é calculada a combinação de esforços e verificada o colapso por formação de mecanismo plástico da seção alveolar, conforme mostrado na figura a seguir.

Figura 78 - Verificações finais

FORÇA CORTANTE RESISTENTE DE CÁLCULO		COMBINAÇÕES DE ESFORÇOS		
b	Escoamento do montante de alma por cisalhamento		11	
	$p =$ <input type="text"/>	cm		$\gamma_s =$ <input type="text"/>
	$V_{Rd,Ed} \leq$ <input type="text"/>			$c =$ <input type="text"/>
	Flambagem do montante de alma			$M_{Ed} \geq$ <input type="text"/> KN/cm
	A - Cálculo da esbeltez do montante			Perfil atende às tensões solicitantes Verificação do Colapso por formação de mecanismo plástico
	$I_y =$ <input type="text"/>	cm		$V_{Ed} =$ <input type="text"/> KN
	$\lambda =$ <input type="text"/>			$I \geq$ <input type="text"/>
	B - Cálculo dos índices de esbeltez limites			Perfil atende as solicitações
	$\lambda_p =$ <input type="text"/>			
	$\lambda_s =$ <input type="text"/>			
C - Comparação das esbeltez e obtenção do fator de força χ Montante de alma sujeito a flambagem inelástica				
$\chi = \chi_{inl} =$ <input type="text"/>				
D - Força cortante resistente de cálculo				
$V_{Rd} =$ <input type="text"/>				
$V_{Rd,Ed} =$ <input type="text"/>				

Fonte: Autora, 2018.

10 – RESULTADOS

Com o intuito de se comparar as resistências das vigas mistas de alma cheia com as vigas alveolares mistas construídas utilizando o mesmo perfil de aço original, recortados longitudinalmente e com a alma expandida, foram elaboradas duas tabelas, uma para perfis mistos de alma cheia e outra para perfis mistos alveolares. Essas tabelas apresentam os valores do momento de inércia efetivo da seção mista de todos os perfis que foram analisados, os momentos solicitantes de cálculo (M_d) que foram obtidos para os diferentes vãos e submetidos aos mesmos carregamentos (carga permanente e sobrecarga). É mostrado também o aproveitamento em porcentagem (momento solicitante de cálculo dividido pelo momento resistente de cálculo). As figuras a seguir apresentam os resultados obtidos.

Figura 79 - Resultados obtidos para as análises de viga mista de alma cheia

VIGA MISTA DE ALMA CHEIA

Cargas (KN/m ²):	Carga permanente = 4 kN/m ² e Sobrecarga = 3 kN/m ²						
Vãos (m)	6	7,5	8	10	12	15	20
Perfil	W 310 x 44,5	W 360 x 51	W 410 x 53	W 460 x 68	W 530 x 66	W 610 x 101	W 610 x 125
I _{tr} (cm ⁴)	29299	37360	51946	79606	98802	185663	241384
M _{Rd} (KN.m)	408,74	501,87	572,92	811,51	857,8	1527,64	1944,25
M _d (KN.m)	136,35	213,05	242,40	378,75	545,40	852,19	1515,00
Aproveitamento do perfil (%)	33,36	42,45	42,31	46,67	63,58	55,78	77,92

Fonte: Autora, 2018.

Figura 80 - Resultados obtidos para as análises de viga mista alveolar

VIGA MISTA ALVEOLAR

Cargas (KN/m ²):	Carga permanente = 4 kN/m ² e Sobrecarga = 3 kN/m ²						
Vãos (m)	6	7,5	8	10	12	15	20
Perfil	W 310 x 44,5	W 360 x 51	W 410 x 53	W 460 x 68	W 530 x 66	W 610 x 101	W 610 x 125
Perfil transformado	W 469,5 x 44,5	W 532,5 x 51	W 604 x 53	W 688,5 x 68	W 787,5 x 66	W 904,5 x 101	W 918 x 125
I _{tr} (cm ⁴)	51575	72228	92363	144115	173800	346337	453846
M _{rd} (KN.m)	476,678	579,053	653,665	908,083	927,87	1643,34	2075,15
M _d (KN.m)	136,35	213,05	242,40	378,75	545,40	852,19	1515,00
Aproveitamento do perfil (%)	28,60	36,79	37,08	41,71	58,78	51,86	73,01

Fonte: Autora, 2018.

Figura 81 - Resultados finais

Cargas (KN/m ²):	Carga permanente = 4 kN/m ² e Sobrecarga = 3 kN/m ²						
Vãos (m)	6	7,5	8	10	12	15	20
Perfil	W 310 x 44,5	W 360 x 51	W 410 x 53	W 460 x 68	W 530 x 66	W 610 x 101	W 610 x 125
Perfil transformado	W 469,5 x 44,5	W 532,5 x 51	W 604 x 53	W 688,5 x 68	W 787,5 x 66	W 904,5 x 101	W 918 x 125
Aumento de resistência (M _{rd}) %	16,5	15,4	14,1	11,9	8,17	7,57	6,7

Fonte: Autora, 2018.

Observando os resultados é possível afirmar que é vantajosa a utilização de perfis castelados em vigas mistas aço-concreto, pois, sem ocorrer um aumento do consumo de aço, obtém-se um significativo acréscimo da resistência em relação a utilização da viga mista com o perfil laminado de alma cheia que originou o perfil alveolar. Observa-se que, para os perfis analisados, com os seus respectivos vãos e carregamentos, menor ganho de resistência foi de 6,7% e o maior foi de 16,5%, conforme mostrado na figura acima.

CONCLUSÃO

Muitas vezes, por falta um estudo específico ou por não haver normatização, o Brasil acaba deixando de se beneficiar de novos processos construtivos, que já são difundidos em outras nações, e que seriam capazes de trazer economia e versatilidade nas edificações nacionais, como acontece com o uso de vigas alveolares.

Nesta dissertação, mesmo sem normatização nacional específica, através de vários estudos de outros autores nacionais e internacionais, pôde-se fazer um comparativo entre o desempenho de vigas mistas com perfis de aço de alma cheia e com perfis alveolares, mostrando os benefícios da utilização dos perfis de aço castelados em vigas mistas.

A influência dos alvéolos no perfil da viga mista foi averiguada com base na modelagem das estruturas pelo método de elementos finitos no programa de análise estrutural SAP 2000. Pôde-se constatar que, se analisando duas vigas mistas com perfis de aço, que possuem a mesma altura, mesma largura de mesa e mesmas espessuras de alma, sendo um com a alma cheia e o outro com aberturas (alvéolos) sequenciais ao longo do comprimento da alma, a viga que continha os alvéolos teve uma resistência 9% inferior, comparando-se com a viga mista com perfil de aço de alma cheia. Quanto ao deslocamento vertical máximo (flecha), nas vigas mistas com perfis de aço alveolares houve um aumento de aproximadamente 9%. Esse valor pode ser considerado muito pequeno, uma vez que quando se aumenta a altura do perfil em 50%, apenas castelando-o, a resistência do perfil transformado comparado com perfil de origem, vai aumentar, podendo chegar a uma diferença considerável que, em alguns casos, chega a ser superior a 15%.

O estudo analítico mostrou que ao se castelar o perfil de aço de uma viga mista, obtém-se uma nova viga com uma resistência, significativamente, maior, sem aumento de consumo de aço podendo suportar maiores cargas além de outras vantagens citadas anteriormente.

Em função de todas as análises feitas, conclui-se que o sistema de viga mista com perfil de aço alveolar pode trazer grandes vantagens para a construção civil no Brasil.

Sugestões para trabalhos futuros

Durante o desenvolvimento desta dissertação, percebeu-se a necessidade de um estudo específico sobre vigas alveolares mistas com as mesas assimétricas, uma vez que a eficiência estrutural da mesa superior é bem menor do que a da mesa inferior. Com a mesa superior reduzida, diminuiu-se a quantidade de aço consumida, sem perda significativa da resistência da viga.

Sugere-se também que sejam feitos estudos com ensaios em laboratórios de vigas mistas com perfis alveolares de aço simétricos e assimétricos.

REFERÊNCIAS

ABREU, Laura Maria Paes. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares.** Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, departamento de engenharia de estruturas. Belo Horizonte, 2010.

ALVA, Gerson Moacyr Sisniegas, MALITE, Maximiliano. **Comportamento estrutural e dimensionamento de elementos mistos aço-concreto.** Revista eletrônica: Cadernos de Engenharias de Estruturas São Carlos, v. 7, n. 25, p. 51 – 84. São Paulo, 2005.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. ACI 318: **Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary.** EUA, 2008.

ArcelorMittal. **Vigas IPN, Perfis I de alas inclinadas, según el estándar europeo.** Caribe. Disponível em: <https://www.arcelormittalca.com/store/product.php?productid=18>. Visualizado em fevereiro de 2018.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. **NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto — Procedimento.** Versão corrigida. Rio de Janeiro, 2014.

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

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. **NBR 14323: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio.** Rio de Janeiro, 2013.

ASTM E8/E8M 16a. **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials.** ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016.

BARBOSA, Wallison Carlos de Souza. **Estudo de conectores de cisalhamento em barras de aço para vigas mistas de aço e concreto**. Tese (Doutorado) – Universidade de Brasília. Brasília, 2016.

BELLEI, Ildony H. PINHO, Fernando O. PINHO, Mauro O. **Edifícios de múltiplos andares em aço**. CBCA, editora PINI LTDA, segunda edição. São Paulo, 2008.

BESSA, M. MACEDO, T. SANTOS, J. SILVA, W. SIQUEIRA, J. SOBRINHO, B. **Estudo experimental e numérico de conectores de cisalhamento do tipo *stud bold* em vigas mistas**. CILAMCE – XXXVII Iberian Latin American congress on computational methods in engineering. Brasília, 2016.

BARROS, Bianca. **PROJETOS: Procedimentos e execuções de lajes em Steel deck**. Revista eletrônica TÉCNE, edição 211, Outubro/2014. Disponível em: <http://techne17.pini.com.br/engenharia-civil/211/veja-os-procedimentos-de-execucao-de-lajes-em-steel-deck-327699-1.aspx>

Visualizado em março de 2018.

BREMER, Cynara Fiedler. **Vigas mistas em perfis formados a frio com lajes mistas e lajes moldadas sobre painéis de concreto celular**. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2007.

BRENDOLAN, Gianluca. **Análise do comportamento e da resistência de um sistema de lajes com forma de aço incorporada**. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2007.

BRINKHUS, Raquel Nailê. **Análise de vigas casteladas e vigas casteladas mistas**. Dissertação (Mestrado) - Universidade federal do Rio Grande do Sul, Programa de pós-graduação em engenharia civil. Porto Alegre, 2015.

BS5950. **The structural use of steel in buildings Part 1: Code of practice for design. In: Rolled and welded sections**. British Standards Institution (BSI), 2000.

Centro brasileiro de construção em aço – CBCA. **Revista da estrutura de aço – REA**. Volume 6, número 2, edição de agosto de 2017.

CHAVES, Igor Avelar. **Viga mista de aço e concreto constituída por perfil formado a frio preenchido**. Dissertação (Mestrado) – Universidade de São Paulo. São Carlos, 2009.

DAVID, Daniele Lemes. **Análise teórica e experimental de conectores de cisalhamento e vigas mistas construídas por perfis de aço formados a frio e laje de vigotas pré-moldadas**. Tese (Doutorado) – Universidade de São Paulo. São Carlos, 2007.

DELIBERATO, Celso. **Diretrizes para o projeto e execução de lajes mistas de concreto e chapas metálicas trapezoidais**. Dissertação (Mestrado) – Instituto de pesquisas tecnológicas do estado de São Paulo – IPT. São Paulo, 2006.

DIAS, Luís Eduardo Silveira. **Análise numérica de cascas de concreto ligadas com conexão deformável a vigas de aço usando elementos finitos de casca e interface**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2016.

DINIS, Henrique, PAPPALARDO, Alfonso, RAIA, Fábio. **Estudo sobre o comportamento à flexão de vigas celulares e casteladas**. XL Congresso brasileiro de educação em engenharia. Universidade Presbiteriana Mackenzie, São Paulo, 2012.

ELLER, Pâmela Renon. **Pré-dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto para pontes de pequeno porte**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2011.

FERRARI, Giuliana de Angelo. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas alveolares de aço e concreto**. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa, MG. 2013.

GONÇALVES, André Barbosa. **Modelo analítico para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto**. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Viçosa. Viçosa, MG. 2015.

MATA, Luciene Antinossi Cordeiro. **Método de análise de sistemas deslocáveis com ligações mistas de aço e concreto, fundamentado**

teórica e experimentalmente. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Minas Gerais. Departamento de engenharia de Estruturas, Belo Horizonte, 2005.

METFORM. **Telha fôrma.** Catálogo técnico. Betim, 2015. Disponível em: http://www.metform.com.br/wordpress/wp-content/uploads/2015/05/steel_deck_metform.pdf. Acessado em junho de 2018.

OLIVEIRA, L. B. et al. **Definição da geometria de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura.** In: XIV ENTAC – Encontro Nacional de Tecnologia do Ambiente Construído out 2012, Juiz de Fora. Disponível em: <http://docplayer.com.br/14465532-Definicao-da-geometria-de-vigas-alveolares-de-aco-para-sistemas-de-piso-e-de-cobertura.html>. Acessado em: 24 de maio 2016.

PFEIL, Walter, PFEL, Michèle. **Estruturas de aço: dimensionamento prático.** 8ª edição, editora LTC – Livros técnicos e Científicos Editora LTDA. Rio de Janeiro, 2009.

PIRES FILHO, Carlos Augusto Bonifácio. **Avaliação da aplicação da análise de segunda ordem em pórticos de edifícios correntes em aço.** Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal e Viçosa. Viçosa, 2011.

Queiroz, G, PIMENTA, R, MATA, L.A.C. **Elementos das estruturas mistas aço-concreto.** Editora O Lutador. 2001.

RODRIGUES, Flávio. **Comportamento estrutural de vigas de aço com abertura na alma.** Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Centro de Tecnologia e Ciências, Faculdade de Engenharia. Rio de Janeiro, 2007.

SAÚDE, J.; RAIMUNDO, D.; PROLA, L.C.; PIERIN, I. **Lajes mistas: Aspectos construtivos e respectivas recomendações do Eurocódigo4** – Congresso Latino Americano da construção metálica – São Paulo, 2006.

SILVA, Rafael. **Projeto de produção para construção metálica aplicado em lajes mistas Steel Deck.** CONSTRUMETAL - Congresso latino-americano da construção metálica. São Paulo, 2010.

SILVA, V. P. **Dimensionamento de estruturas de aço.** Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Departamento de engenharia de estruturas e geotécnica, São Paulo, Junho/2012.

SILVEIRA, Eliane Gomes. **Avaliação do comportamento de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação.** Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Viçosa. Viçosa, 2011.

TRINDADE, Luíz Gustavo Cruz. **Análise estrutural de vigas treliçadas de aço com mesa de concreto.** Dissertação (Mestrado) - Universidade estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho. Ilha Solteira, 2015.

TROPAC, A.A, COOKE, B.R. “**An experimental investigation of open-web beams**”. *Welding research council bulletin series*, N° 47 1959.

VIEIRA, Hugo César. **Análise numérica da flambagem do montante de alma devida ao cisalhamento em vigas de aço celulares.** Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais. Departamento de engenharia de Estruturas, Belo Horizonte, 2014.

ANEXO 1 – CURVAS DE FLAMBAGEM ‘C’ DA NORMA BS 5950-1:2000

Neste anexo, encontra-se as curvas de flambagem ‘C’ da norma inglesa BS 5950-1:2000 para a determinação de tensões de compressão σ (mostradas como ρ_c no capítulo 6 desta dissertação) resistente do montante de alma em vigas celulares segundo Lawson (2002) apud Gonçalves (2015).

Figura 1 – Tensão de compressão resistente (ρ_c) para $15 \leq \lambda \leq 108$

5) Values of p_c (N/mm ²) with $\lambda < 110$ for strut curve c															
λ	Steel grade and design strength p_y (N/mm ²)														
	S 275					S 355					S 460				
	235	245	255	265	275	315	325	335	345	355	400	410	430	440	460
15	235	245	255	265	275	315	325	335	345	355	398	408	427	436	455
20	233	242	252	261	271	308	317	326	336	345	387	396	414	424	442
25	226	235	245	254	263	299	308	317	326	335	375	384	402	410	428
30	220	228	237	246	255	289	298	307	315	324	363	371	388	396	413
35	213	221	230	238	247	280	288	296	305	313	349	357	374	382	397
40	206	214	222	230	238	270	278	285	293	301	335	343	358	365	380
42	203	211	219	227	235	266	273	281	288	296	329	337	351	358	373
44	200	208	216	224	231	261	269	276	284	291	323	330	344	351	365
46	197	205	213	220	228	257	264	271	279	286	317	324	337	344	357
48	195	202	209	217	224	253	260	267	274	280	311	317	330	337	349
50	192	199	206	213	220	248	255	262	268	275	304	310	323	329	341
52	189	196	203	210	217	244	250	257	263	270	297	303	315	321	333
54	186	193	199	206	213	239	245	252	258	264	291	296	308	313	324
56	183	189	196	202	209	234	240	246	252	258	284	289	300	305	315
58	179	186	192	199	205	229	235	241	247	252	277	282	292	297	306
60	176	183	189	195	201	225	230	236	241	247	270	274	284	289	298
62	173	179	185	191	197	220	225	230	236	241	262	267	276	280	289
64	170	176	182	188	193	215	220	225	230	235	255	260	268	272	280
66	167	173	178	184	189	210	215	220	224	229	248	252	260	264	271
68	164	169	175	180	185	205	210	214	219	223	241	245	252	256	262
70	161	166	171	176	181	200	204	209	213	217	234	238	244	248	254
72	157	163	168	172	177	195	199	203	207	211	227	231	237	240	246
74	154	159	164	169	173	190	194	198	202	205	220	223	229	232	238
76	151	156	160	165	169	185	189	193	196	200	214	217	222	225	230
78	148	152	157	161	165	180	184	187	191	194	207	210	215	217	222
80	145	149	153	157	161	176	179	182	185	188	201	203	208	210	215
82	142	146	150	154	157	171	174	177	180	183	195	197	201	203	207
84	139	142	146	150	154	167	169	172	175	178	189	191	195	197	201
86	135	139	143	146	150	162	165	168	170	173	183	185	189	190	194
88	132	136	139	143	146	158	160	163	165	168	177	179	183	184	187
90	129	133	136	139	142	153	156	158	161	163	172	173	177	178	181
92	126	130	133	136	139	149	152	154	156	158	166	168	171	173	175
94	124	127	130	133	135	145	147	149	151	153	161	163	166	167	170
96	121	124	127	129	132	141	143	145	147	149	156	158	160	162	164
98	118	121	123	126	129	137	139	141	143	145	151	153	155	157	159
100	115	118	120	123	125	134	135	137	139	140	147	148	151	152	154
102	113	115	118	120	122	130	132	133	135	136	143	144	146	147	149
104	110	112	115	117	119	126	128	130	131	133	138	139	142	142	144
106	107	110	112	114	116	123	125	126	127	129	134	135	137	138	140
108	105	107	109	111	113	120	121	123	124	125	130	131	133	134	136

Fonte: BS 5950-1:2000

Figura 2 - Tensão de compressão resistente (ρ_c) para $110 \leq \lambda \leq 350$

λ	Steel grade and design strength p_y (N/mm ²)														
	S 275					S 355					S 460				
	235	245	255	265	275	315	325	335	345	355	400	410	430	440	460
110	102	104	106	108	110	116	118	119	120	122	126	127	129	130	132
112	100	102	104	106	107	113	115	116	117	118	123	124	125	126	128
114	98	100	101	103	105	110	112	113	114	115	119	120	122	123	124
116	95	97	99	101	102	108	109	110	111	112	116	117	118	119	120
118	93	95	97	98	100	105	106	107	108	109	113	114	115	116	117
120	91	93	94	96	97	102	103	104	105	106	110	110	112	112	113
122	89	90	92	93	95	99	100	101	102	103	107	107	109	109	110
124	87	88	90	91	92	97	98	99	100	100	104	104	106	106	107
126	85	86	88	89	90	94	95	96	97	98	101	102	103	103	104
128	83	84	86	87	88	92	93	94	95	95	98	99	100	100	101
130	81	82	84	85	86	90	91	91	92	93	96	96	97	98	99
135	77	78	79	80	81	84	85	86	87	87	90	90	91	92	92
140	72	74	75	76	76	79	80	81	81	82	84	85	85	86	87
145	69	70	71	71	72	75	76	76	77	77	79	80	80	81	81
150	65	66	67	68	68	71	71	72	72	73	75	75	76	76	76
155	62	63	63	64	65	67	67	68	68	69	70	71	71	72	72
160	59	59	60	61	61	63	64	64	65	65	66	67	67	67	68
165	56	56	57	58	58	60	60	61	61	61	63	63	64	64	64
170	53	54	54	55	55	57	57	58	58	58	60	60	60	60	61
175	51	51	52	52	53	54	54	55	55	55	56	57	57	57	58
180	48	49	49	50	50	51	52	52	52	53	54	54	54	54	55
185	46	46	47	47	48	49	49	50	50	50	51	51	52	52	52
190	44	44	45	45	45	47	47	47	47	48	49	49	49	49	49
195	42	42	43	43	43	45	45	45	45	45	46	46	47	47	47
200	40	41	41	41	42	43	43	43	43	43	44	44	45	45	45
210	37	37	38	38	38	39	39	39	40	40	40	40	41	41	41
220	34	34	35	35	35	36	36	36	36	36	37	37	37	37	38
230	31	32	32	32	32	33	33	33	33	34	34	34	34	34	35
240	29	29	30	30	30	30	31	31	31	31	31	31	32	32	32
250	27	27	27	28	28	28	28	28	29	29	29	29	29	29	29
260	25	25	26	26	26	26	26	26	27	27	27	27	27	27	27
270	23	24	24	24	24	24	25	25	25	25	25	25	25	25	25
280	22	22	22	22	22	23	23	23	23	23	23	24	24	24	24
290	21	21	21	21	21	21	21	22	22	22	22	22	22	22	22
300	19	19	20	20	20	20	20	20	20	20	21	21	21	21	21
310	18	18	18	19	19	19	19	19	19	19	19	19	19	19	20
320	17	17	17	17	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18
330	16	16	16	16	17	17	17	17	17	17	17	17	17	17	17
340	15	15	15	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16
350	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15

Fonte: BS 5950-1:2000

