



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

## DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

### **AVALIAÇÃO DA SEGURANÇA DURANTE O IÇAMENTO DE VIGAS PRÉ-MOLDADAS**

Daniel Flávio Pires de Lima

UBERLÂNDIA, 22 DE JUNHO DE 2018

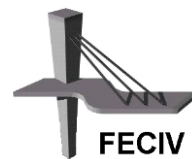


FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL

Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL**  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil



**Daniel Flávio Pires de Lima**

## **AVALIAÇÃO DA SEGURANÇA DURANTE O IÇAMENTO DE VIGAS PRÉ-MOLDADAS**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia Civil da Universidade Federal de Uberlândia como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

**Orientadora: Profa. Dra. Maria Cristina Vidigal de Lima**

Uberlândia, 21 de junho de 2018.

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)  
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

---

- L732a  
2018      Lima, Daniel Flávio Pires de, 1990-  
Avaliação da segurança durante o içamento de vigas pré-moldadas  
[recurso eletrônico] / Daniel Flávio Pires de Lima. - 2018.
- Orientador: Maria Cristina Vidigal de Lima.  
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.  
Modo de acesso: Internet.  
Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2018.1174>  
Inclui bibliografia.  
Inclui ilustrações.
1. Engenharia civil. 2. Vigas de concreto. 3. Levantamento e transporte. I. Lima, Maria Cristina Vidigal de, (Orient.) II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. III. Título.

---

CDU: 624

Maria Salete de Freitas Pinheiro - CRB6/1262



ATA

**ATA DA DEFESA DE DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL - PPGE**

ATA Nº: 217/2018

**CANDIDATO:** Daniel Flávio Pires de Lima      **Nº. Matrícula:** 11612ECV014

**ORIENTADORA:** Prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup> Maria Cristina Vidigal de Lima

**TÍTULO:** “Avaliação da segurança durante o içamento de vigas pré-moldadas”.

**ÁREA DE CONCENTRAÇÃO:** Estruturas e Construção Civil

**LINHA DE PESQUISA:** Estruturas

**PROJETO DE PESQUISA:** Estudo do Comportamento de Elementos Estruturais Industrializados

**DATA DA DEFESA:** 03 de julho de 2018

**LOCAL:** Sala de Reuniões Prof. Márcio Antônio Ribeiro da Silva, bloco 1Y.

**HORÁRIO INÍCIO/TÉRMINO:** 08:00h às 11:30h

Reuniu-se na **Sala de Reuniões Prof. Márcio Antônio Ribeiro da Silva, bloco 1Y - Campus Santa Mônica** da Universidade Federal de Uberlândia, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do PPGE, assim composta: Professores Doutores: **Vanessa Cristina de Castilho – FECIV/UFU; Roberto Chust Carvalho – DECIV/UFSCar e Maria Cristina Vidigal de Lima – FECIV/UFU** orientadora do candidato. Ressalta-se que o **Prof. Dr. Roberto Chust Carvalho** participou da defesa por meio de vídeo conferência desde a cidade de São Carlos/SP e os demais membros da banca e o aluno participaram in loco.

Iniciando os trabalhos a presidente da mesa **Prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup> Maria Cristina Vidigal de Lima** apresentou a Comissão Examinadora e concedeu ao discente a palavra para a exposição do trabalho. A seguir, a senhora presidente concedeu a palavra aos examinadores, que passaram a arguir o candidato. Ultimada a arguição, a Banca, em sessão secreta, atribuiu os conceitos finais. Em face do resultado obtido, a Banca Examinadora considerou o candidato **aprovado**. Esta defesa de Dissertação de Mestrado Acadêmico é parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre. O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU. Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos e foi lavrada a presente ata que após lida e aprovada foi assinada pela Banca Examinadora.

**Membros titulares:**

Prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup> Maria Cristina Vidigal de Lima – FECIV/UFU

Prof. Dr. Roberto Chust Carvalho – DECIV/UFSCar

Prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup> Vanessa Cristina de Castilho – FECIV/UFU

Uberlândia, 26 de junho de 2018.



Documento assinado eletronicamente por **Maria Cristina Vidigal de Lima, Presidente de Comissão**, em 03/07/2018, às 11:32, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Vanessa Cristina de Castilho, Membro de Comissão**, em 03/07/2018, às 11:35, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **ROBERTO CHUST CARVALHO, Usuário Externo**, em 05/07/2018, às 16:11, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://www.sei.ufu.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **0544991** e o código CRC **BFDBF1BF**.

# AGRADECIMENTOS

A minha orientadora Maria Cristina Vidigal de Lima pela presença efetiva e companheirismo acadêmico durante todo o trabalho.

Aos meus colegas da Faculdade de Engenharia Civil, que contribuíram de forma direta e indireta para a realização deste trabalho.

Aos meus amigos e familiares que pela compreensão e suporte durante esse período de dedicação e renúncias pessoais.

À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Civil, que forneceram o apoio necessário à realização da pesquisa.

À CAPES e à FAPEMIG pelo apoio financeiro.

**LIMA, D. F. P.** *Avaliação da segurança durante o içamento de vigas pré-moldadas.* Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Civil, Universidade Federal de Uberlândia, 2018. 88p.

## RESUMO

No cenário atual da construção civil, a busca pela redução de custos tende a otimizar os processos e materiais envolvidos no dimensionamento de elementos estruturais em concreto armado, resultando em seções transversais esbeltas e com melhor rendimento mecânico. Porém, vigas longas e esbeltas são mais propensas ao fenômeno da instabilidade lateral durante as fases transitórias, como é o caso do içamento. O objetivo desse trabalho é propor um equacionamento que considere variáveis que são negligenciadas pelas propostas presentes na literatura técnica para avaliação da segurança de elementos durante a fase de suspensão, realizar simulação numérica a fim de quantificar a rotação de equilíbrio, bem como analisar a influência das diversas variáveis inerentes ao processo construtivo de elementos pré-moldados e à fase de içamento, tais como excentricidade lateral inicial, desvio no posicionamento das alças, comprimento dos balanços, protensão e uso de barra rígida entre a viga e o cabo de içamento. As análises realizadas, incluindo um estudo de caso para um problema real ocorrido em uma viga durante o içamento, mostram a necessidade da adequada definição em projeto das variáveis de estudo, visto que as recomendações dos códigos normativos são ainda inefficientes para garantir a segurança desta fase transitória. Os resultados mostram que desvios de posicionamento da alça de içamento, mesmo atendendo a recomendação do PCI (2011), podem gerar variação na tensão máxima de tração de até 30%, bem como na existência de excentricidade lateral inicial satisfazendo diferentes códigos normativos, o giro necessário para atingir o equilíbrio estático pode variar em 62%. Finalmente, este trabalho mostra a necessidade de conhecer as imperfeições iniciais das vigas pré-moldadas, como medir a excentricidade lateral inicial e os desvios das alças antes de realizar o içamento. O conhecimento desses desvios de execução torna-se ainda mais necessário para manter a estabilidade do elemento quando a suspensão for realizada sem balanços ou com pequenos balanços, uma vez que estes geram efeito estabilizante capaz de reduzir as interferências geradas pelas imperfeições iniciais.

**Palavras chave:** Içamento. Vigas pré-moldadas. Fator de segurança. Instabilidade.

## ABSTRACT

In the current civil construction scenario, the quest for cost reduction tends to optimize the procedure and material involved in the dimensioning of structural elements in reinforced concrete, resulting in slender cross section sections with better mechanical efficiency. However, long and slender beams are more prone to the phenomenon of lateral instability during transiente phases, such as lifting. The objective of this work is to analyse the equations present in the technical literature to evaluate the safety of elements during the suspension phase, to perform numerical simulation in order to quantify the equilibrium rotation, as well as to analyze the influence of the several parameters inherent to the constructive process of pre-cast elements and the lifting phase, such as initial lateral eccentricity, deviation in the positioning of the loops, lenght of the cantilevers, protension and use of a rigid element between the beam and the lifting cable. The analyses carried out, including a case study for a real problem in a beam during lifting, show the need for an adequate design definition of the study variables, since the recommendations of the normative codes are still ineffective to guarantee the safety of this phase transitional period. The results show that positional deviations of the lifting loop, even in compliance with the PCI (2011) recommendation, can generate variation in the maximum tensile stress of up to 30%, as well as in the existence of initial lateral eccentricity, rigid body rotation for static balance can vary by 62%, even if different regulatory codes are pleased. The knowledge of these execution deviations becomes even more necessary to maintain the stability of the elemento when the lifting is perfomed without or with small cantilever, since these generate stabilizing effect able to reduce the interferences generated by the initial imperfection.

**Keywords:** Lifting, Precast beams, Factor of safety, Instability



# SUMÁRIO

<b>CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>7</b>
1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....	7
1.2 OBJETIVOS .....	8
1.3 JUSTIFICATIVA .....	9
1.4 METODOLOGIA .....	11
1.5 ESTRUTURA DO TRABALHO .....	13
<b>CAPÍTULO 2 - ESTADO DA ARTE .....</b>	<b>14</b>
2.1 ESTUDOS ANTERIORES DO PROBLEMA DA INSTABILIDADE LATERAL DURANTE O IÇAMENTO .....	14
2.2 LIMITES DE NORMAS TÉCNICAS .....	25
<b>CAPÍTULO 3 - FORMULAÇÃO ANALÍTICA .....</b>	<b>27</b>
3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....	27
3.2 AVALIAÇÃO DA SEGURANÇA AO IÇAMENTO SEGUNDO ZHANG (2017) ...	29
3.3 PROPOSTA DE ALTERAÇÃO DA EQUAÇÃO DE ZHANG (2017) .....	33
3.4 ANÁLISE PARAMÉTRICA .....	34
<b>CAPÍTULO 4 - MODELAGEM NUMÉRICA NO PROGRAMA COMPUTACIONAL ANSYS .....</b>	<b>45</b>
4.1 DEFINIÇÕES PRELIMINARES .....	45
4.2 MALHA E ELEMENTOS FINITOS .....	48
4.3 VINCULAÇÕES .....	50
4.4 MATERIAIS E MODELAGEM .....	53
4.5 RESULTADOS .....	53

---

4.6 ANÁLISE PARAMÉTRICA .....	55
4.7 AVALIAÇÃO DO EFEITO DA PROTENSÃO .....	63
<b>CAPÍTULO 5 - ESTUDO DE CASO.....</b>	<b>67</b>
5.1 DESCRIÇÃO DO PROBLEMA.....	67
5.2 MODELAGEM DA VIGA ORIGINAL .....	71
5.3 MODELAGEM DA VIGA COM A PRIMEIRA MODIFICAÇÃO .....	73
5.4 MODELAGEM DA VIGA COM A SEGUNDA MODIFICAÇÃO .....	75
5.5 MODELAGEM DA VIGA COM A TERCEIRA MODIFICAÇÃO.....	76
5.6 MODELAGEM DA VIGA COM A QUARTA MODIFICAÇÃO .....	79
<b>CAPÍTULO 6 - CONSIDERAÇÕES FINAIS .....</b>	<b>81</b>
6.1 CONCLUSÕES.....	81
6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	84
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>85</b>

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

### 1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A utilização de estruturas de concreto pré-moldado é uma prática bem consolidada no mercado, devido ao grande número de vantagens técnicas e econômicas, tornando-se bem visada pela indústria da construção civil. Entre as vantagens mais relevantes, vale mencionar a possibilidade de alcançar grandes vãos, altas relações vão/balanços, otimização das dimensões dos elementos, alta durabilidade, diminuição dos prazos de construção, baixos custo de manutenção, entre outros. No entanto, cada peça componente da estrutura final é solicitada individualmente até que se obtenha a montagem completa ou parcial, devendo-se garantir a estabilidade prevista em projeto.

Durante os estágios intermediários de construção pré-moldada, chamadas fases transitórias, os elementos estruturais isolados exigem precauções no dimensionamento, detalhamento do projeto e no processo de construção, de forma que não haja danos antes que o elemento venha exercer a função para o qual foi dimensionado.

Durante as fases de moldagem e desforma os elementos apresentam imperfeições geométricas inerentes ao processo construtivo, tais como excentricidades laterais, mal posicionamento das alças, além de interferências importantes decorrentes da retirada da fôrma e início do içamento.

Devido a essas imperfeições e a liberdade de rotação do elemento em torno de seu eixo longitudinal, a seção transversal sofre uma rotação de corpo rígido de forma que o peso próprio passa a solicitar a viga no seu eixo de menor inércia também, aumentando os

deslocamentos laterais e desencadeando um processo que só será finalizado quando a viga estabilizar, sendo que isso pode não acontecer e o elemento chegar ao colapso.

Há inúmeras variáveis que podem auxiliar a prevenir esse fenômeno, tais como tipologia da seção transversal, tipos de equipamentos e quantidades de pontos para içamento, comprimento dos vãos, comprimento dos balanços, inclinação dos cabos e outros.

Durante o içamento, particularmente, os elementos estão sujeitos, majoritariamente ao peso próprio, porém a vinculação externa fornecida pelo cabo somente restringe o deslocamento vertical, tornando o problema de instabilidade mais acentuado nessa fase.

Nestes termos, o enfoque desta pesquisa é o estudo da influência do comprimento do balanço, posicionamento das alças, excentricidade lateral inicial, inclinação dos cabos e protensão no comportamento de vigas pré-moldadas de concreto, durante a fase transitória de içamento, no que diz respeito à instabilidade lateral.

## 1.2 OBJETIVOS

O objetivo geral deste projeto é propor um equacionamento que seja capaz de estudar o comportamento de vigas pré-moldadas com relação aos riscos de instabilidade lateral durante a fase de içamento levando-se em conta a influência das principais variáveis inerentes ao processo de fabricação quanto de içamento. Nestes termos, os objetivos específicos podem ser agrupados como:

- Estudar o efeito da variação do posicionamento dos cabos, excentricidade lateral inicial e protensão na instabilidade lateral de vigas pré-moldadas;
- Propor alterações das equações existentes na literatura para avaliação da seguridade da viga e cálculo do giro de corpo rígido limite de fissuração, ao considerar as imperfeições geométricas iniciais no caso de cabos verticais durante o içamento;
- Simular numericamente o fenômeno de instabilidade lateral durante o içamento para obtenção do giro de corpo rígido de equilíbrio da viga;
- Definir recomendações que possam auxiliar no dimensionamento da viga pré-moldada de forma a diminuir os riscos de instabilidade lateral durante a fase de içamento.

### 1.3 JUSTIFICATIVA

A montagem de vigas longas e esbeltas também tem sido preocupação de projetistas e fabricantes, uma vez que os riscos de instabilidade são eminentes e devem ser verificados, a fim de garantir a segurança das atividades durante as fases transitórias.

As indicações usuais em projeto de montagem são subjetivas e baseadas nas concepções do calculista deixando uma grande margem para erros relacionados às especificações e leitura de projeto.

Verifica-se a carência de apontamentos normativos para definir parâmetros importantes para a estabilidade e não comprometimento da capacidade resistente dos elementos, pré-moldados em geral, durante o transporte e montagem destes.

Como uma constatação da atualidade do problema em estudo, serão apresentados, na sequência dois casos onde ocorreram problemas durante o içamento. O primeiro deles, ocorrido em 2016, em uma fábrica na cidade de Uberlândia, com a ruptura de uma viga pré-moldada de concreto com aproximadamente 30 m de vão e o outro próximo à cidade de Oslot na Espanha com aproximadamente 45 m de vão.

Uma viga de concreto protendido de seção transversal padronizada com uma altura de 1,25 m, com vão de 28,57 m de vão total com duas alças de cada lado, a primeira posicionada a 1,20 m do fim da viga e a segunda posicionada a 2,40 m. Antes mesmo de ser içada a viga já apresentava grande deformação lateral inicial. Após o início do içamento da viga (Figura 1), houve o acentuamento da deformação lateral.

Figura 1 - Viga durante o içamento



Fonte: Legran (2018)

Ainda durante o içamento a viga veio ao colapso, partindo-se em três partes. Felizmente não houve nenhuma fatalidade, apesar do prejuízo material e a necessidade de reavaliação da estabilidade da seção transversal dimensionada, consequentemente, impactando no cronograma da obra.

Próximo a Oslot, na Espanha, uma viga de concreto protendido com 2 m de altura, vão de 45,6 m e com alças posicionadas a 2 m da extremidade e desvios na ordem de 12 mm. A viga era destinada a compor uma ponte e antes de ser içada já apresentava grandes deformações laterais (90 mm), porém aceitáveis segundo os códigos normativos. Ao ser içada as deformações foram acentuadas levando à pausa do içamento e a reavaliação da estabilidade da peça (Figura 2).

Figura 2 - Viga durante o içamento em Oslot (Espanha)



Fonte: Zhang (2017)

Foi decidido continuar o içamento, porém a viga após ser posicionada em seu lugar de destino apresentava deformações elevadas (300 mm) e irreversíveis, além de apresentar algumas fissuras no topo da mesa superior.

Uma mesma viga foi concretada em sequência, porém com excentricidade inicial lateral reduzida de aproximadamente 77 mm e foi içada sem apresentar nenhum problema.

## 1.4 METODOLOGIA

Para a avaliação do giro de corpo rígido de vigas de concreto armado durante o içamento e avaliação o presente trabalho propõe a modificação de equações analíticas para cálculo do giro admissível em vigas de concreto pré-moldado durante a fase de içamento, a partir de equacionamentos disponíveis na literatura técnica, tais como Mast (1989) e Zhang (2017) e uma modelagem numérica no programa computacional ANSYS 18.1.

A proposta analítica considera diferentes tipos de seção transversal (retangular, I mono e bissimétrica), a inclinação dos cabos de içamento, os efeitos da protensão, excentricidade lateral inicial, posicionamento das alças, transversal e longitudinalmente, e comprimento do elemento enrijecedor da viga viga-cabo ( $h_{lift}$ ).

O equacionamento base utilizado no presente trabalho é o proposto por Zhang (2017), que calcula o ângulo de giro necessário para que o ponto mais tracionado da seção do meio do vão atinja o valor normativo da resistência à tração média ( $f_{ctm}$ ).

A modelagem numérica é desenvolvida utilizando o programa computacional ANSYS 18.1, plataforma Workbench, levando-se em conta análises da simulação do problema de instabilidade durante o içamento, considerando os efeitos de não-linearidade geométrica.

O programa computacional ANSYS faz uso do método dos elementos finitos (MEF) para a resolução de problemas estaticamente, ou não, definidos. Por meio da discretização da estrutura é atribuída a cada elemento uma matriz de rigidez que proporcionaliza a relação entre os deslocamentos e esforços.

A análise realizada se limitou no regime elástico-linear onde há proporcionalidade entre as tensões e deformações, o ANSYS considera diretamente as propriedades físicas do material na matriz de rigidez, sendo necessário informar somente o módulo de elasticidade secante e o coeficiente de Poisson.

Para a análise não linear geométrica, o ANSYS atualiza a matriz de rigidez somada a uma matriz complementar para a consideração do efeito dos deslocamentos na nova configuração deformada da estrutura e sua influência nas equações de equilíbrio.

Nestes termos, a análise não linear geométrica se dá por meio de passos de cargas, que consiste no acréscimo de carga, de forma que para cada passo haja a obtenção do equilíbrio global da estrutura, tornando possível a consideração iterativa do efeito dos deslocamentos na obtenção das tensões e nas configurações de estabilidade da estrutura.

Por fim, um estudo de caso é realizado para verificar a representatividade da modelagem e realizar algumas análises quanto a variação de alguns parâmetros durante o içamento e suas influências na instabilidade lateral da viga. O estudo de caso foi realizado em um problema real que ocorreu em Uberlândia, onde houve o colapso da viga devido à instabilidade lateral durante o seu içamento.



## 1.5 ESTRUTURA DO TRABALHO

Este texto está organizado em 6 capítulos. No capítulo 2 há um resumo bibliográfico, onde são descritos, sucintamente, os principais trabalhos desenvolvidos sobre o tema de estudo, no intuito de compreender a evolução do estado da arte no que diz respeito à análise da instabilidade lateral.

As principais variáveis estudadas e parâmetros a serem considerados estão explicitadas no capítulo 3, onde é possível entender a construção da formulação utilizada, as modificações propostas e as premissas adotadas.

No intuito de avaliar numericamente o içamento e obter um modelo representativo, foram feitas análises paramétricas que podem ser contemplados no capítulo 4.

O capítulo 5 traz um estudo de caso no desígnio de testar a formulação utilizada e verificar a validade do modelo numérico realizado. As conclusões e considerações finais sobre o trabalho estão no capítulo 6.

## **CAPÍTULO 2**

### **ESTADO DA ARTE**

#### **2.1 ESTUDOS ANTERIORES DO PROBLEMA DA INSTABILIDADE LATERAL DURANTE O IÇAMENTO**

Este capítulo apresenta uma breve descrição de trabalhos anteriores que tratam do estudo do problema da instabilidade lateral de vigas pré-moldadas durante a fase de içamento. São apresentadas algumas pesquisas realizadas com enfoque na fase de manuseio destacada, em ordem cronológica.

O estudo da instabilidade lateral de vigas pré-moldadas apresenta-se na literatura de forma restrita, com poucos trabalhos desenvolvidos neste assunto, bem como insuficientes especificações de projeto em normas técnicas.

Ao longo dos anos, as vigas pré-moldadas aplicadas em estruturas de pontes tornaram-se cada vez mais esbeltas e com maiores vãos, o que as torna mais susceptíveis aos riscos de colapso durante o manuseio. Atualmente, o comprimento limite dessas vigas é determinado principalmente pelo equipamento de transporte, em vez de alguma restrição estrutural de projeto para o vão.

As vigas de pontes, usualmente pré-moldadas e protendidas, geralmente apresentam grande altura a fim de garantirem a resistência à flexão em torno do seu eixo de maior inércia. Porém, para viabilizar o transporte e manuseio, o peso-próprio deve ser mantido o mínimo possível, o que tem sido alcançado diminuindo-se a largura da mesa inferior, sendo a mesa superior muitas vezes moldada no local, o que reduz a rigidez em torno do eixo de menor inércia e contribui de forma significativa para aumentar os riscos de colapso por instabilidade lateral.

Ademais, as imperfeições construtivas resultantes da moldagem do elemento pré-moldado, as inevitáveis diferenças nas forças dos cabos de protensão, gradientes térmicos e posicionamento não centralizado das alças de içamento resultam na curvatura inicial lateral da peça estrutural.

Um dos trabalhos clássicos que trata deste problema, tendo sido referência para indicações de projeto realizado nos Estados Unidos, é o apresentado por Mast (1989, 1993, 1994).

O estudo desenvolvido por Mast (1989) avalia a estabilidade lateral de vigas protendidas de seção duplo T, quando suspensas por cabos de elevação, através da definição de um fator de segurança. Este fator depende da altura do eixo de giro, da excentricidade lateral inicial, da rigidez lateral e da máxima inclinação permissível para a viga. O fator de segurança a ser adotado deve ser o menor entre os valores obtidos nas Equações (1) e (2), onde  $y_r$  é a distância do CG da seção transversal referente à suspensão até a face superior da viga,  $z_o$  é um valor fictício de deslocamento referente ao deslocamento lateral do CG para todo o peso próprio aplicado lateralmente,  $\phi_i$  é rotação inicial devido às imperfeições construtivas e  $\phi_{máx}$  a rotação máxima relativa à fissuração, conforme ilustra a Figura 3.

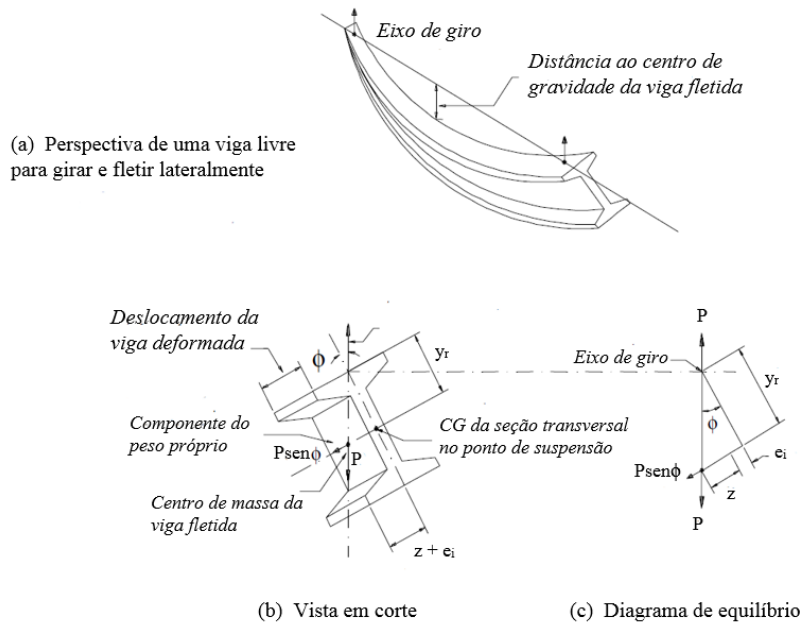
$$FS = \frac{y_r}{z_o} \left( 1 - \frac{\phi_i}{\phi_{máx}} \right) \quad (1)$$

$$FS = \frac{\phi_{máx}}{\phi_i} \left( 1 - \frac{z_o}{y_r} \right) \quad (2)$$

Inicialmente, os estudos desenvolvidos em Mast (1989) limitavam-se aos problemas de instabilidade antes da viga começar a fissurar, e o máximo ângulo de giro era limitado pela máxima tensão de tração das fibras superiores da seção no meio do vão.

Mast (1993) amplia as análises da estabilidade lateral para casos mais gerais de vigas, cujo suporte seja provido de restrições elásticas ao giro. Mast (1993) inclui vigas apoiadas em almofadas de elastômero e em caminhões, durante o transporte em via de tráfego. A superelevação da via é considerada e procedimentos simples são descritos para sua determinação. Ensaio experimentais apresentados por Mast (1993) confirmaram que as vigas suportam ângulos maiores que o ângulo limite de fissuração, devendo a rigidez à flexão ser reduzida.

Figura 3 - Equilíbrio da viga durante a suspensão



Fonte: Adaptado de Mast (1989)

Para a fase de suspensão, os fatores de segurança alcançaram maior amplitude, e o estudo realizado anteriormente por Mast (1993) foi reformulado pela avaliação da fissuração e do colapso da viga, com comprovação experimental por ensaios em escala real.

As Equações (3) e (4) fornecem o fator de segurança contra fissuração e contra a ruptura, respectivamente, sendo  $e_i$  a excentricidade lateral inicial admitida.

$$FS_{fiss} = \frac{1}{z_o / y_r + \phi_i / \phi_{m\acute{a}x}} \quad (3)$$

$$FS_{rupt} = \frac{y_r \phi_{m\acute{a}x}^{rupt}}{z_o^{rupt} \phi_{m\acute{a}x}^{rupt} + e_i} \quad (4)$$

Mast (1994) apresenta um ensaio de uma viga de concreto protendido de 45,4 m de comprimento à flexão lateral até a ruptura, tendo sido esta gradualmente inclinada sob condições controladas. Os objetivos do teste foram investigar o comportamento das seções fissuradas de vigas I (PCI BT 72) sujeitas a cargas laterais e verificar a eficiência dos sistemas de contraventamento comumente usados no transporte de vigas longas de concreto protendido. Os testes demonstraram que as vigas apresentaram carga referente à fissuração consideravelmente superior à carga teórica prevista, e que para esta carga, ainda não apresentavam nenhum sinal visível de danificação após a retirada da carga lateral. Além

disso, também o ângulo de inclinação lateral observado até a ruptura foi muito superior ao valor previsto em projeto, observando fissuração na mesa superior em torno de  $16^\circ$  e ruptura para rotação de  $32^\circ$ .

O trabalho de Lima (1995) aborda o estudo da instabilidade lateral das vigas pré-moldadas durante o regime de serviço e a fase transitória. A fase de serviço inclui os casos de apoio indeformáveis e deformáveis à torção. Para a fase transitória, o cálculo da carga crítica é desenvolvido para as diversas disposições dos cabos de içamento. O estudo do equilíbrio no espaço é realizado a partir da resolução das equações diferenciais regentes da instabilidade elástica. A resolução do sistema diferencial composto pelas equações acopladas da flexão lateral e da torção é realizada por vários métodos, incluindo o desenvolvimento e automatização do método numérico de *Runge-Kutta*, para algumas seções típicas.

Segundo Lima (1995), estudos baseados nas hipóteses de regime elástico-linear nos fornecem, como uma primeira aproximação, o cálculo da carga crítica de instabilidade lateral. No entanto, uma análise mais realista consiste em considerar o comportamento não-linear dos materiais bem como sua relação com o surgimento de fissuras, o que requer o estudo e desenvolvimento de uma forma de se obter a rigidez efetiva à torção e flexão lateral, uma vez que dependem da distribuição das tensões na seção transversal em análise.

Em Stratford e Burgoyne (1999), utilizando técnicas de elementos finitos, os autores observaram que o caso de vigas suspensas por cabos constitui a situação mais crítica, devido à ausência de restrições à rotação nos apoios. Apresentando alta rigidez à torção, a viga tende a girar como corpo-rígido, com pequena variação de giro ao longo do comprimento. Assim, o modo de flambagem de uma viga suspensa pode ser tratado como um problema de flexão lateral em torno do eixo de menor inércia combinado com uma rotação de corpo-rígido em torno de pontos fixos nos cabos de suporte.

Stratford e Burgoyne (2000) apresentam um estudo sobre a estabilidade de vigas suspensas por cabos, considerando que o comportamento de vigas longas e pesadas podem ser idealizadas através da rotação de corpo-rígido acrescidas do efeito dos deslocamentos em relação ao eixo de menor inércia. Esta simplificação permite tratar o problema de forma analítica, para o caso de vigas suspensas por cabos inclinados, verticais, com barras rígidas

verticais ou inclinadas, com cargas laterais como o efeito do vento, bem como vigas com imperfeições iniciais.

O problema completo da instabilidade lateral com torção de uma viga suspensa por cabos apresenta solução analítica complexa. Stratford e Burgoyne (2000) admitem, entretanto, que a viga não gira por torção, simplificando o problema e tornando possível uma solução analítica, embora tenham utilizado também solução numérica no conjunto final de equações.

Stratford e Burgoyne (2000) analisaram algumas vigas de comprimento  $L$  suspensas por cabos retos ou inclinados, com balanços. Os cabos são presos a barras rígidas fixas na viga acima do eixo do CG. O carregamento se resume ao peso-próprio, atuando na linha do centroide, e a uma carga  $p$  distribuída lateralmente ao longo do comprimento da viga, representando o carregamento do vento e efeitos dinâmicos.

As seguintes hipóteses foram assumidas por Stratford e Burgoyne (2000):

- A viga não apresenta flexão em torno do eixo de maior inércia e nem torção. Entretanto, é livre para fletir em torno do eixo de menor inércia bem como apresentar giro de corpo-rígido;
- Barras rígidas são fixas nas vigas. As partes superiores destas barras são presas nos cabos de suspensão que estão inclinados com relação à horizontal. Os cabos apenas suportam forças de tração;
- A viga apresenta imperfeições iniciais que variam segundo a metade de uma onda de senóide ao longo do comprimento da viga, porém desfasadas de tal forma que o deslocamento é nulo nos pontos onde as barras rígidas estão fixas;
- A viga é submetida a um carregamento lateral aplicado a uma dada distância abaixo do ponto de fixação das barras rígidas, sendo este carregamento paralelo à direção do eixo de maior inércia da viga enquanto esta gira;
- Considera-se o carregamento devido ao peso-próprio ao longo do CG;
- Os deslocamentos relativos ao eixo de menor inércia são assumidos pequenos em comparação com o eixo da viga;

- A viga permanece no regime elástico-linear em toda a análise, sendo invariáveis as propriedades das seções.

Stratford e Burgoyne (2000) consideraram a rigidez do elemento estrutural constante. Isto significa que a análise não pode ser desenvolvida a partir do momento em que a viga começa a fissurar, uma vez que a fissuração reduz a rigidez da viga. Esta simplificação é justificada pelos citados autores pelo fato de que se a instabilidade é eminente antes da fissuração, ela certamente irá ocorrer após a fissuração, o que seria catastrófico.

Uma vez escritas as equações de equilíbrio para o trecho central entre os cabos de içamento e o trecho dos balanços, Stratford e Burgoyne (2000) observaram que não existe solução analítica, porém, a tarefa passa a ser encontrar o valor da rotação de corpo-rígido ( $\theta$ ) em torno do eixo da viga que satisfaça as condições de compatibilidade, segundo as condições de contorno. Segundo os autores, o procedimento é extenso, porém essencialmente simples.

As análises simplificadas desenvolvidas por Stratford e Burgoyne (2000) mostraram os resultados de comportamento de vigas suspensas por meio de gráficos da relação da carga crítica em função do comprimento dos balanços, considerando ou não excentricidade inicial lateral como imperfeição inicial. Também se encontram comparadas a influência da inclinação dos cabos de suspensão observando-se ainda os modos de flambagem resultantes.

Com relação à consideração inicial de que a viga gira como corpo-rígido, Stratford e Burgoyne (2000) observaram que a taxa de giro por torção é pequena comparada com o giro de corpo-rígido, verificando que a simplificação é razoável. Enfim, entende-se que os problemas de instabilidade lateral de vigas podem ser críticos quando as ligações ainda são provisórias, uma vez que a montagem ainda não foi concluída. Estas ligações são geralmente insuficientes para impedir giros e deslocamentos, e uma vez que a deformabilidade das ligações é considerada, esta contribui para a perda de estabilidade. No caso das ligações referentes à fase de montagem, em linhas gerais, três tipos de situações de ruptura podem ocorrer: a ruptura do elemento, a ruptura do apoio ou a perda de equilíbrio do elemento como corpo rígido.

Lima (2002) apresenta um estudo do comportamento não-linear físico de vigas de concreto sob ação conjunta de torção, flexão bilateral e força axial. O trabalho foi desenvolvido por meio de modelagem numérica e ensaio de vigas de concreto sob tombamento lateral gradual.

Os resultados mostram que o efeito da torção durante o problema do tombamento é realmente pequeno frente à flexão bilateral. Lima (2002) ressalta a importância do estudo do posicionamento longitudinal dos pontos de içamento, pois os balanços formados podem apresentar efeito estabilizante aumentando o fator de segurança durante a fase de içamento.

Na tese de Hurff (2010) foi desenvolvido um amplo estudo sobre o fenômeno de instabilidade lateral de vigas protendidas, com a consideração de fatores tais como esbeltez, influência da exposição solar durante o armazenamento, força exercida pelo vento e análise do tombamento.

Na parte experimental do trabalho, Hurff (2010) ensaiou à flexão 6 vigas de seção retangular (102 mm x 1016 mm) com 9,75 m de vão variando a quantidade de armadura e a excentricidade inicial, e uma viga I (PCI BT-54) foi ensaiada para o estudo da deformação devido à exposição solar e ao tombamento.

Foram feitas análises numéricas elásticas e não lineares em 7 vigas, e em uma série de vigas hipotéticas com diferentes imperfeições geométricas iniciais, além de uma viga tipo I (PCI BT-72).

Hurff (2010) conclui em seu trabalho que o efeito de tombamento é bem mais crítico que o de instabilidade lateral para as vigas de seção transversal I, padronizadas pelo PCI – Bridge Manual (2011) e para o efeito do gradiente térmico nas vigas constatou-se que as imperfeições laterais nas vigas podem aumentar na ordem de 40%.

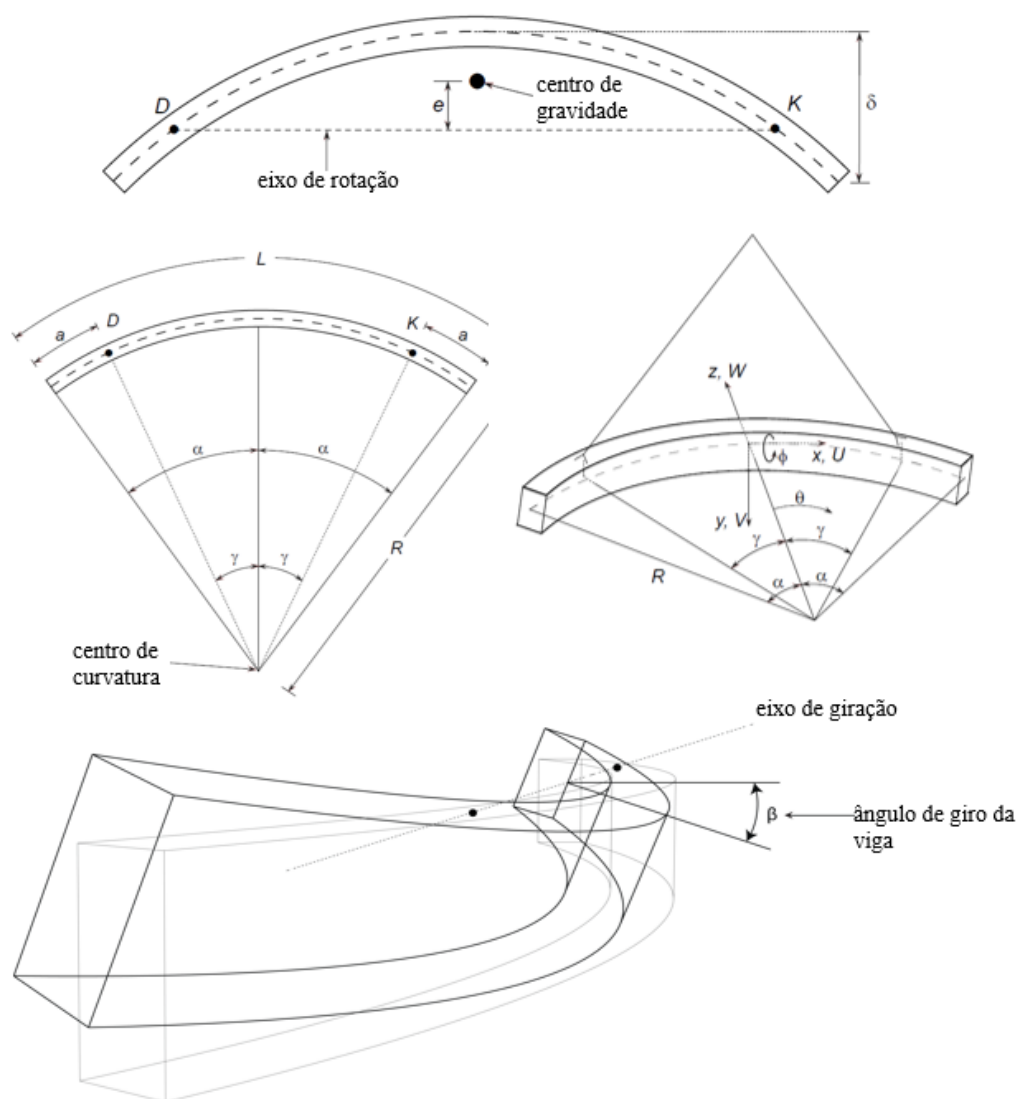
Segundo Plaut e Moen (2011, 2013), uma viga curva, durante içamento, tende a girar em torno de um eixo superior a mesma, resultando em momentos fletores em torno dos eixos de maior e menor inércia, e torção da seção transversal. Alguns parâmetros que influenciam no comportamento da viga são a rigidez no eixo de menor inércia, a inclinação dos cabos de içamento e o comprimento dos balanços adotado.

A formulação proposta por Plaut e Moen (2011, 2013) considera vigas curvas de pequena curvatura, cujo centro de gravidade coincide com o centro de cisalhamento, material homogêneo e estudo em regime elástico-linear. Não são considerados os esforços de protensão, as deformações são pequenas e a viga é suspensa por dois cabos simétricos em relação ao meio do vão, alinhados, sem excentricidade.



A configuração da viga curva e as variáveis adotadas são apresentadas na Figura 4, onde  $\theta$  é o ângulo que indica a posição ao longo de metade do comprimento da viga no içamento;  $\gamma$  é o ângulo associado ao ponto de içamento;  $\alpha$  é o ângulo associado à extremidade da viga no içamento;  $\psi$  é o ângulo de inclinação dos cabos de içamento;  $\beta$  é o ângulo de giro da viga;  $\phi$  é o giro de torção da viga;  $\delta$  é a excentricidade da viga, medida entre o meio do vão e as extremidades;  $e$  é a distância horizontal entre o centro de gravidade e o eixo de giro da viga;  $R$  é o raio de curvatura do arco da viga;  $U$  é o deslocamento ao longo do comprimento da viga;  $V$  é o deslocamento na direção do eixo de menor inércia da viga e  $W$  é o deslocamento na direção do eixo de maior inércia da viga.

Figura 4 - *Parâmetros geométricos da viga curva*

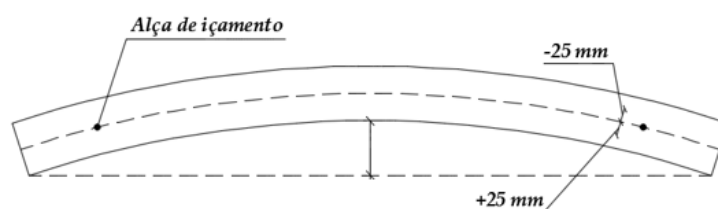


Fonte: Adaptado de Plaut e Moen (2011, 2013).

Plaut e Moen (2011, 2013) verificam as maiores tensões e deformações em uma viga curva podem ocorrer durante o içamento e que a posição dos pontos para a suspensão é fundamental na determinação do ângulo de rotação e deformações da viga. Observam ainda que rotação total de cada seção transversal depende do ângulo de giro de corpo rígido e da parcela da torção, bem como da posição no comprimento da viga. Para balanços de 20% do comprimento da viga, a rotação total é muito pequena. Entretanto, maiores valores para o comprimento do balanço podem resultar em excessivas tensões longitudinais de tração no topo da viga e fissuração.

Cojocarú (2012) apresenta uma coletânea de aferições de medidas de excentricidade lateral inicial em 128 vigas padronizadas e usualmente utilizadas na construção de pontes e viadutos. Os desvios de posicionamento das alças de içamento também foram medidos em campo por Cojocarú (2012), por influenciarem a estabilidade das vigas durante o içamento, e as limitações para a tolerância destes dispositivos segundo o PCI (2011) é de 2,54 cm (Figura 5).

Figura 5 - Desvio transversal admissíveis das alças



Fonte: PCI (2011)

Hurff e Kahn (2012), em seu trabalho, observaram que o aumento do comprimento e da esbeltez de vigas de concreto pré-moldado resultam no aumento da probabilidade de falha por instabilidade. Embora existam métodos para determinar a carga crítica de instabilidade lateral de vigas de concreto armado e protendido, ainda não há um consenso em qual é o método mais eficaz, não sendo consideradas ainda as imperfeições iniciais.

Os resultados dos ensaios apresentados por Hurff e Kahn (2012) mostram que a estabilidade por flexão lateral e torção depende das propriedades do material devido a um estado inicial de tensões e do efeito da protensão na fissuração. A estabilidade dos elementos estruturais mostrou ser sensível a imperfeições iniciais.

Krahl (2014) apresenta procedimentos de verificação da estabilidade lateral de vigas de concreto em situações transitórias como içamento, transporte e pré-serviço com e sem contraventamento nos apoios, por meio de cálculo de carga crítica e momento crítico de instabilidade, além de fator de segurança. Com base nesta metodologia, são realizadas análises paramétricas a fim de propor limites de segurança. Os parâmetros variados foram  $f_{ck}$ , imperfeições geométricas, vão, largura da mesa comprimida e espessura da alma fazendo uma comparação entre vigas I e retangular.

Com base nas esbeltezes geométricas limites para fases transitórias, relações entre carga crítica e carga devido ao peso próprio e uma relação entre momento crítico elástico e momento último de flexão para a fase transitória anterior à execução do tabuleiro com contraventamento nos apoios, Krahl (2014) constata, em uma comparação entre vigas I e retangular, que os dois tipos de seção apresentam limites de segurança distintos. As análises mostraram que os limites de esbeltez geométrica recomendados, como  $\ell h/bf^2$ , geram elementos, de seção transversal I, muito esbeltos. Este parâmetro apresentou uma variação significativa na tentativa de determinar limites nas análises paramétricas.

Portanto, Krahl (2014) observa que pode ser conservador adotar como limite a menor esbeltez obtida nas análises e que a verificação da segurança por esbeltezes geométricas nem sempre é adequada, pois não são considerados parâmetros como imperfeições geométricas e  $f_{ck}$ . A esbeltez representada pela razão entre momento último e momento crítico de instabilidade elástico é mais abrangente, verificando que a busca por um valor limite deste parâmetro tem pouca variação para as vigas I.

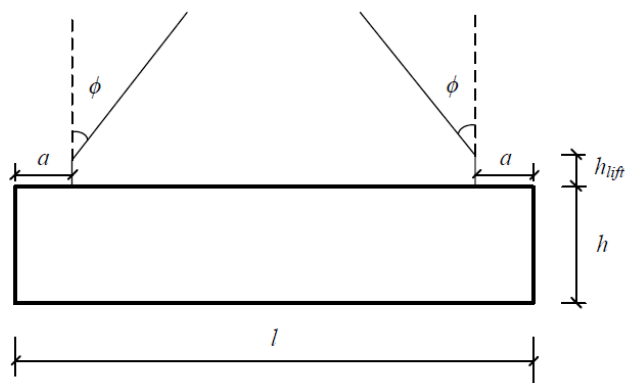
Com relação ao limite clássico de segurança que recomenda uma carga crítica maior que quatro vezes a carga de peso próprio, Krahl (2014) assegura que esta recomendação é conservadora, indicando que para vigas de seção I esta razão igual a 2,5 atende a segurança destes elementos.

A pesquisa realizada por Zhang (2017) observa que projetistas destinam sua atenção para a segurança estrutural durante a vida útil, entretanto, destaca que o período construtivo é tão importante quanto a fase de serviço para estruturas pré-moldadas. Muitos acidentes ocorrem durante o transporte e o içamento e têm sido relatados na literatura técnica. Assim, o trabalho

de Zhang (2017) investiga os fatores que podem desencadear o problema da instabilidade lateral de vigas pré-moldadas protendidas durante o içamento.

Baseado no modelo analítico proposto por Mast (1989, 1993) e apresentados nas equações (1) e (2) deste trabalho, Zhang (2017) realiza um estudo paramétrico a fim de analisar as possibilidades de ruptura em função de cada fator, tais como: excentricidade lateral inicial, resistência do material, geometria da viga, inclinação dos cabos ( $\phi$ ), barras rígidas fixadas à viga para vinculação dos cabos de içamento ( $h_{lift}$ ), designado por “yoke” no trabalho de Imper e Laszlo (1987), dentre outros, conforme ilustra a Figura 6.

Figura 6 - Esquema da viga e as descrições dos parâmetros



Fonte: Zhang (2017)

Nestes termos, Zhang (2017) propõe uma expressão analítica para avaliar o potencial de fissuração de vigas durante o içamento, que resultasse em valiosa informação de projeto, com comprovação experimental. Para o caso real de uma viga protendida de seção I com 45,6 m de vão, içada por meio de dois cabos verticais posicionados com 2 m de balanços, que apresentou diversas fissuras no topo da viga e uma grande deformação lateral (300 mm), Zhang (2017) constatou-se que várias recomendações normativas atestavam a segurança desta etapa, mostrando a ineficiência dos métodos atuais de verificação de estabilidade.

Zhang (2017) também realizou uma análise paramétrica com vigas pré-moldadas de seção tipo I, variando a força de protensão, a altura das vigas, a excentricidade lateral inicial, o valor do  $f_{ck}$ , o vão da viga e desvio das alças. Através da verificação de quais destes parâmetros são mais significantes quanto à interferência na instabilidade lateral, Zhang (2017) propôs uma formulação simplificada para cálculo do fator de segurança (FS) e o giro

de corpo rígido que provoca a fissura ( $\theta_{cr}$ ). A formulação proposta foi agrupada para diferentes tipos de excentricidade lateral inicial no intuito de simplificar as equações finais propostas.

O equacionamento proposto por Zhang (2017) foi comparado com o de Mast (1993) para diferentes alturas de seções e  $f_{ck}$  e foi encontrado valores satisfatórios para o modelo proposto.

## 2.2 LIMITES DE NORMAS TÉCNICAS

São apresentadas nessa seção os limites normativos propostos por algumas normas técnicas internacionais relacionadas ao problema da instabilidade lateral de vigas (Tabela 1), onde  $L$  é o vão entre apoios,  $h$  ( $d$ ) é a altura da seção transversal,  $b_f$  é a menor largura da mesa comprimida,  $b$  é a largura da mesa superior e  $e_i$  é a excentricidade inicial lateral.

Como é possível observar, os códigos normativos apresentam limitações de segurança contra instabilidade lateral baseadas em parâmetros geométricos. Vale ressaltar que estudos anteriormente citados ratificam a importância do conhecimento de outras variáveis relacionadas às fases transitórias, propriedades dos materiais, bem como, os níveis de tensões e deslocamentos.

Tabela 1 - Recomendações normativas

EUROCODE 2:2011	$\frac{L \times h^{1/3}}{b_f^{4/3}} \leq 70$ e $\frac{h}{b_f} \leq 3,5$
EN 15050:2012	$e_i \leq \frac{L}{500}$
EHE-08:2009	$e_i \leq \frac{L}{750}$
PCI:2011	$e_i \leq \frac{L}{960}$ (1/8 de polegada para cada 10 pés de vão)
ACI 318:2014	$\frac{L}{b} \leq 50$
IS 456:2000	$\frac{L \times d}{b^2} < 250$ e $\frac{L}{b} < 60$
AS 3600:2009	$\frac{L \times h}{b_f^2} < 180$ e $\frac{L}{b_f} < 60$
FIB Model Code: 2010	$e_i \leq \frac{L}{300}$
ABNT NBR 9062:2017	$\frac{L \times h}{b_f^2} < 500$ e $\frac{L}{b_f} \geq 50$
ABNT NBR 6118:2014	$\frac{L}{b} \leq 50$ e $\frac{b}{h} \geq 0,40$ ou 0,20 (função da tipologia da viga)

Fonte: Autor (2018)

# CAPÍTULO 3

## FORMULAÇÃO ANALÍTICA

### 3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Este capítulo apresenta o detalhamento da formulação analítica proposta por Zhang (2017), bem como a fundamentação teórica baseada nos trabalhos de Mast (1989, 1993, 1994). Baseado na proposta de Zhang (2017), este trabalho considera a sugestão de incluir uma parcela que acrescenta o giro da seção transversal do meio do vão, levando em conta o efeito dos desvios de posicionamento dos cabos de içamento, sem a simplificação para pequenos ângulos.

Na Figura 7 são ilustradas as variáveis em estudo e suas nomenclaturas, bem como a convenção dos eixos, onde  $l_a$  é a distância entre os pontos de içamento,  $a$  é o comprimento do balanço,  $e_i$  é a excentricidade lateral inicial,  $t$  é o desvio da alça,  $\alpha$  é a inclinação do cabo em relação a horizontal e  $h_{lift}$  é a comprimento do elemento enrijecedor da ligação entre a viga e o cabo. A viga analisada é considerada como sendo um arco de circunferência.

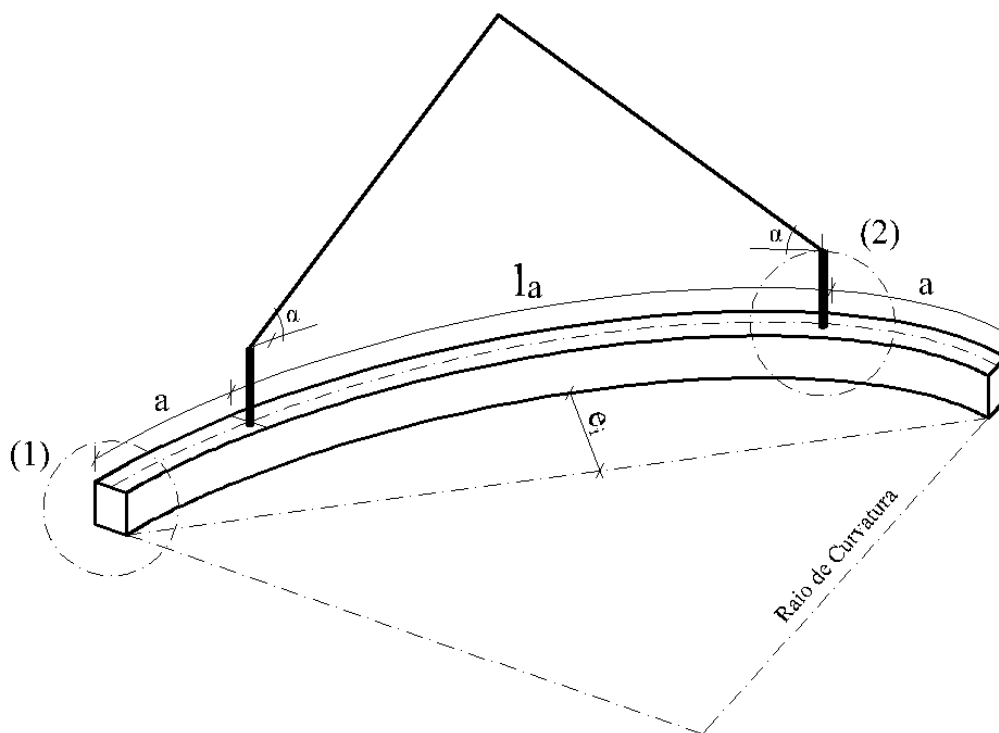
Os cabos são considerados inextensíveis, trabalham somente sob tração e estão no mesmo plano vertical que passa pelo o gancho do equipamento de içamento e as alças de içamento da viga. Vale observar que há outros dispositivos de içamento utilizados no Brasil, como por exemplo o uso de abertura na alma, acima do centro de gravidade, com o emprego de barra de aço e cabos que contornam esta seção transversal. Neste caso é necessário avaliar o valor a ser considerado para o  $h_{lift}$ .

Posteriormente, é realizada uma análise paramétrica da viga padronizada PCI BT-72 de 42,4 m, a fim de estudar a influência da excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ), do desvio de posicionamento das alças em relação ao centro da mesa superior ( $t_a$ ), da relação entre o

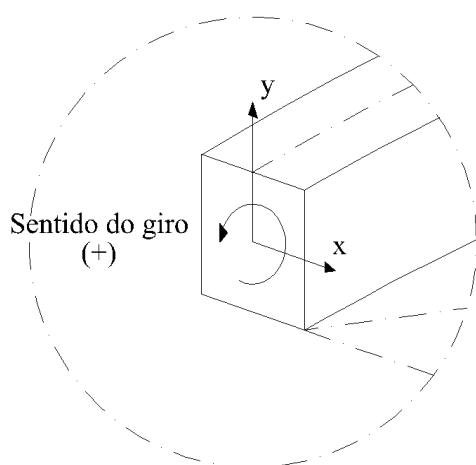
comprimento dos balanços e o comprimento da viga ( $a/L$ ), da inclinação dos cabos de içamento ( $\alpha$ ) e do comprimento do elemento estrutural enrijecedor ( $h_{\text{lift}}$ ) que eleva o ponto de fixação do cabo de içamento, em relação a face superior da viga, no problema da segurança durante o içamento.

Figura 7 - Esquema do içamento e suas variáveis

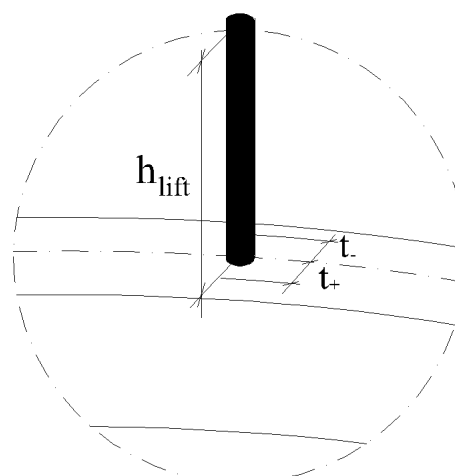
(a) Perspectiva da viga durante o içamento



(b) Convenção de eixos principais



(c) Detalhe da alça



Fonte: Autor (2018)



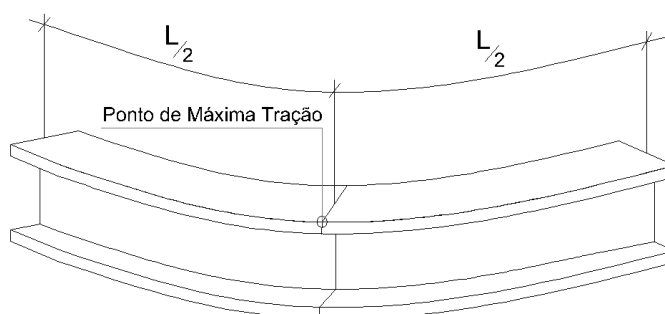
### 3.2 AVALIAÇÃO DA SEGURANÇA AO IÇAMENTO SEGUNDO ZHANG (2017)

Zhang (2017) propõe uma formulação desenvolvida a partir das premissas de Mast (1994) com o intuito de avaliar qual o máximo giro permitido para a seção transversal no meio do vão, de forma que não ocorram tensões de tração nesta seção superior ao limite  $f_{ctm}$ , considerado o valor recomendado pela ABNT NBR 6118:2014.

Para o desenvolvimento da formulação, Zhang (2017) analisa as componentes de tensão de cada variável na fase de içamento, tais como: tensões devido ao peso próprio, tensões devido à inclinação do cabo e tensões devido à protensão.

A análise da tensão é realizada no extremo da mesa superior da seção, onde deverá ocorrer a maior tensão de tração (Figura 8).

Figura 8 - Seção transversal do meio do vão e ponto crítico para a tensão de tração limite



Fonte: Autor (2018)

Para que, no ponto analisado, não ocorra o aparecimento de fissuras, a Equação (5) deve ser satisfeita, sendo  $f_{ctm}$  a resistência do concreto à tração e  $\sigma_{Máx}$  a tensão de tração atuante total na extremidade do topo da mesa superior.

$$f_{ctm} \geq \sigma_{Máx} \quad (5)$$

A máxima tensão longitudinal de tração atuante pode ser escrita em função das parcelas devido ao peso-próprio ( $\sigma_{pp}$ ), a protensão ( $\sigma_{prot}$ ) e a componente horizontal da reação dos cabos de içamento ( $\sigma_{cabo}$ ), como propõe a Equação (6).

$$\sigma_{\text{Máx}} = \sigma_{\text{pp}} + \sigma_{\text{prot}} + \sigma_{\text{cabo}} \quad (6)$$

Uma vez que as imperfeições iniciais da viga provocam uma rotação de corpo rígido ( $\theta$ ) na seção transversal desalinhando-a com o eixo vertical, onde atua o peso próprio, tem-se uma componente que atuará no eixo de maior inércia ( $M_{\text{pp},y}$ ) e outra parcela no eixo de menor inércia ( $M_{\text{pp},x}$ ), conforme as Equações (7) e (8).

$$M_{\text{pp},x} = \left[ A_c \gamma_c \frac{(l_a^2 - 4a^2)}{8} \right] \times \sin \theta \quad (7)$$

$$M_{\text{pp},y} = \left[ A_c \gamma_c \frac{(l_a^2 - 4a^2)}{8} \right] \times \cos \theta \quad (8)$$

Onde:  $A_c$  é a área da seção transversal,  $\gamma_c$  é o peso específico do concreto,  $l_a$  é a distância entre os pontos de içamento,  $a$  é o comprimento dos balanços e  $\theta$  é o giro da seção transversal no meio do vão.

Assim, as tensões normais, devido ao peso próprio, podem ser escritas conforme as Equações (9) e (10), sendo  $b_s$  a largura da mesa superior,  $h$  é a altura da seção transversal,  $y_{\text{cg}}$  é a distância da borda da mesa inferior até o centro de gravidade da seção,  $I_x$  é o momento de inércia sobre o eixo  $x$  e  $I_y$  é o momento de inércia da seção sobre o eixo  $y$ .

$$\sigma_{\text{pp},x} = \frac{M_{\text{pp},x} b_s / 2}{I_x} \quad (9)$$

$$\sigma_{\text{pp},y} = \frac{M_{\text{pp},y} (h - y_{\text{cg}})}{I_y} \quad (10)$$

As tensões normais provocadas pela força de protensão na seção transversal são dadas pelas Equações (11) e (12).

$$\sigma_{\text{prot},n} = \frac{P_0}{A_c} \quad (11)$$

$$\sigma_{\text{prot},m} = \frac{P_0 e(h-y_{cg})}{I_y} \quad (12)$$

Onde:  $\sigma_{\text{prot},n}$  é a tensão normal devido ao esforço axial de protensão,  $\sigma_{\text{prot},m}$  é a tensão normal devido ao momento fletor provocado pela aplicação da protensão com excentricidade,  $P_0$  é a força de protensão aplicada,  $A_c$  é a área da seção transversal,  $e$  é a distância do cabo de protensão ao centro de gravidade da seção,  $h$  é a altura da seção transversal,  $y_{cg}$  é a distância da borda da mesa inferior até o centro de gravidade da seção e  $I_y$  é o momento de inércia da seção em relação ao eixo  $y$ .

Quando o cabo de içamento é colocado em uma inclinação diferente da vertical, a componente horizontal introduz novos esforços na viga. A reação do cabo ( $R_{\text{cabo}}$ ) pode ser calculada em função do ângulo de inclinação por meio da Equação (13).

$$R_{\text{cabo}} = \frac{A_c \gamma_c [(2a) + l_a]}{2 \sin \alpha} \quad (13)$$

Onde:  $A_c$  é a área da seção transversal,  $\gamma_c$  é o peso específico do concreto,  $l_a$  é a distância entre os pontos de içamento,  $a$  é o comprimento dos balanços e  $\alpha$  é inclinação entre o cabo e o eixo horizontal longitudinal da viga (para cabo reto  $\alpha = 90^\circ$ ).

A reação do cabo provocará momento fletor em ambas as direções visto que o posicionamento da alça e as deformações iniciais da peça alteram a distância do ponto de aplicação da força ao centro de gravidade da seção, resultando nas Equações (14) e (15).

$$M_{\text{cabo},x} = R_{\text{cabo}} \cos \alpha (h + h_{\text{lift}} - y_{cg} - \delta_G) \quad (14)$$

$$M_{\text{cabo},y} = R_{\text{cabo}} \cos \alpha (e_i + z_0 + t) \quad (15)$$

Onde:  $e_i$  é a excentricidade lateral inicial devido às imperfeições na fabricação do elemento,  $z_0$  é o deslocamento lateral fictício da viga com o peso próprio inteiramente aplicado na direção do eixo de menor inércia,  $t$  é desvio da alça em planta,  $h$  é a altura da seção transversal,  $h_{\text{lift}}$  é o comprimento do elemento que liga a viga ao cabo de içamento e  $\delta_G$  é a curvatura longitudinal da viga devido a aplicação da protensão.

Desta forma, a tensão normal na seção transversal do meio do vão devido a inclinação dos cabos pode ser escrita conforme as Equações (16) e (17).

$$\sigma_{\text{cabo},x} = \frac{M_{\text{cabo},x} b_s/2}{I_x} \quad (16)$$

$$\sigma_{\text{cabo},y} = \frac{M_{\text{cabo},y} (h-y_{cg})}{I_y} \quad (17)$$

De acordo com ABNT NBR 6118:2014, o limite da tensão de tração  $f_{ctm}$  em elementos de concreto armado é dado em função da resistência característica a compressão  $f_{ck}$ , em MPa, conforme a Equação (18).

$$f_{ctm} = \frac{0,3 \times f_{ck}^{2/3}}{10} \quad (18)$$

Para a obtenção do máximo ângulo de rotação da seção transversal do meio do vão, para o qual a máxima tensão de tração não supere o valor limite normativo  $f_{ctm}$ , pode-se escrever a Equação (19).

$$f_{ctm} = \sigma_{pp,x} + \sigma_{pp,y} + \sigma_{prot,n} + \sigma_{prot,n} + \sigma_{cabo,x} + \sigma_{cabo,y} \quad (19)$$

Substituindo as Equações (9) a (17) na Equação (19), e admitindo-se as simplificações para pequenos ângulos ( $\sin\theta = \theta$  e  $\cos\theta = 1$ ), resulta na Equação (20).

$$\theta_{\text{Zhang}} = \left[ f_{ctm} + \frac{P_0 + R_{\text{cabo}} \cos \alpha}{A_c} - \frac{P_0 e(h-y_{cg})}{I_y} + \frac{(M_{pp,y} + M_{\text{cabo},y})(h-y_{cg})}{I_y} - \frac{M_{\text{cabo},x} b_s}{2 \times I_x} \right] \times \frac{16 I_x}{b_s q l_a^2} \quad (20)$$

O fator de segurança segundo a fissuração é calculado de forma semelhante ao proposto pelo PCI (2011), conforme Equação (21).

$$FS_{Zhang} = \frac{M_r}{M_a} = \frac{(y_r) \tan \theta_{Zhang}}{z_0 \sin \theta_{Zhang} + e_i} \quad (21)$$

### 3.3 PROPOSTA DE ALTERAÇÃO DA EQUAÇÃO DE ZHANG (2017)

No trabalho de Lima (2002) é possível observar que os ângulos que antecedem a fissuração da viga são na ordem de 15°. Nestes termos, o presente estudo considera a manutenção das funções seno e cosseno, sem a simplificação para ângulos pequenos (Equação (22)).

$$\frac{0,3 \times f_{ck}^{2/3}}{10} = - \frac{P_0 + R_{cabo} \cos \alpha}{A_c} + \frac{P_0 e(h - y_{cg})}{I_y} - \frac{[(M_{pp,y} \cos \theta_p) + M_{cabo,y}](h - y_{cg})}{I_y} + \frac{[(M_{pp,x} \sin \theta_p) + M_{cabo,x}] b_s}{2I_x} \quad (22)$$

Onde:  $f_{ck}$  é a resistência característica do concreto à compressão aos 28 dias,  $P_0$  é a força de protensão aplicada,  $R_{cabo}$  é o esforço normal no cabo,  $I_y$  é o momento de inércia sobre o eixo  $y$ ,  $A_c$  é a área da seção transversal da viga,  $\alpha$  é a inclinação do valor (em relação a horizontal),  $e$  é a distância entre o CG da seção transversal e o CG da armadura ativa,  $h$  é a altura da seção transversal,  $y_{cg}$  é a distância do CG da seção transversal até o bordo inferior,  $M_{pp,y}$  é o momento fletor sobre o eixo de maior inércia,  $M_{pp,x}$  é o momento fletor sobre o eixo de menor inércia,  $b_s$  é a largura da mesa superior e  $I_x$  é o momento de inércia sobre o eixo  $x$ .

Para levar em conta a influência dos desvios de posicionamento das alças, conforme já mencionado e ilustrado na Figura 7, este trabalho propõe incluir um termo de acréscimo do giro da seção transversal dado pela Equação (23).

$$\theta_{RB} = \arctan \left( \frac{e_i + t}{y_r + h_{lift}} \right) \quad (23)$$

Onde:  $e_i$  é a excentricidade lateral inicial,  $t$  é o desvio da alça em planta,  $y_r$  é a distância da borda superior ao centro de gravidade da seção e  $h_{lift}$  é um dispositivo que fornece rigidez no ponto de apoio da alça com o cabo.

Assim, o cálculo do giro de corpo rígido proposto ( $\theta_p$ ) é dado pela Equação (24) e o fator de segurança ( $FS_p$ ), baseado na recomendação do PCI (2011) é a razão entre o momento resistente ( $M_r$ ) e o momento atuante ( $M_a$ ) na seção (Equação (25)).

$$\theta_P = \theta_{fiss} + \theta_{RB} \quad (24)$$

$$FS_P = \frac{M_r}{M_a} = \frac{(y_r + h_{lift}) \tan \theta_P}{z_0 \sin \theta_P + e_i} \quad (25)$$

Onde:  $M_r$  é o momento resistente,  $M_a$  é o momento atuante,  $y_r$  é a distância do bordo superior até o centro de gravidade da viga,  $z_0$  é o deslocamento fictício da peça quando sujeita ao peso próprio considerado aplicado lateralmente,  $e_i$  é a excentricidade lateral inicial e  $h_{lift}$  é um elemento estrutural enrijecedor que eleva o ponto de fixação do cabo de içamento, em relação a face superior da viga.

No trabalho de Mast (1989,1993) há a recomendação do fator de segurança para fissuração no valor de 1 e de 1,5 para a ruptura. Segundo Lima (2002) o fator de segurança utilizado na fase de içamento é igual a 4, porém Krahel (2014) afirma que é um valor muito conservativo e que a seguridade da viga é obtida com um fator de segurança de 2,5.

### 3.4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Para o estudo de cada variável as demais foram fixadas de forma que fosse possível avaliar o efeito individual de cada parâmetro estudado na formulação modificada proposta no presente trabalho e na proposta pela Zhang (2017).

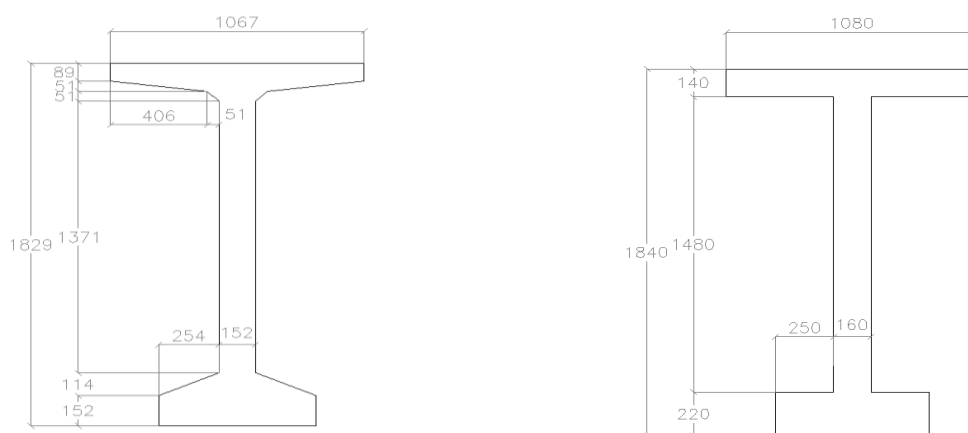
As variáveis consideradas na análise paramétrica apresentada nesta seção são: a excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ), o desvio de posicionamento das alças em relação ao centro da mesa superior ( $t$ ), a relação entre o comprimento dos balanços e o comprimento da viga ( $a/L$ ), a inclinação dos cabos de içamento ( $\alpha$ ) e o comprimento do elemento estrutural enrijecedor ( $h_{lift}$ ) que eleva o ponto de fixação do cabo de içamento, em relação a face superior da viga.

Assim, para analisar o problema da estabilidade durante o içamento são apresentados a seguir, os valores dos fatores de segurança (Equação (22)) e os ângulos de rotação de corpo rígido (Equação (23)) para o caso da viga padronizada PCI BT-72 de 42,4 m. Para facilitar a inserção dos dados de entrada nos cálculos foi utilizada a simplificação da seção transversal apresentada na Figura 9.

Figura 9 - Viga PCI BT-72 (Unidades em mm)

(a) Seção transversal original

(b) Seção transversal modificada



Fonte: Autor (2018)

### 3.4.1 Variação do comprimento dos balanços e desvios de posicionamento das alças

Para o estudo da influência da variação do comprimento dos balanços e do efeito dos desvios de posicionamento das alças de içamento ( $t$ ), fixou-se inicialmente a excentricidade lateral inicial em  $L/350$ , sem barras rígidas e içamento com cabos verticais.

Segundo o PCI (2011), deve-se considerar a possibilidade de desvios do posicionamento da alça em planta em 2,54 cm (1 pol). Assim, foram consideradas nas análises três situações, sem desvio, com desvio positivo (no sentido da curvatura da viga decorrente da excentricidade lateral inicial) e com desvio negativo (em sentido contrário a curvatura da viga).

A influência do comprimento dos balanços ( $a$ ) na instabilidade da viga é retratada por diversos autores como Cojocar (2012), Zhang (2017), Krah (2014) e Lima (2002). Sendo assim, foram escolhidas cinco variações para as análises paramétricas, tais como relações  $a/L$  de 0%, 5%, 10%, 15% e 20%.

A nomenclatura utilizada é definida por “aXtY”, sendo que “X” é referente a razão do balanço ( $a$ ) sobre o vão ( $L$ ) em porcentagem ( $a/L$ ), e “Y” assume o valor “+” quando o posicionamento da alça é estabilizante, “-” quando instabilizante. No caso de alça centrada

utiliza-se “0” para essa designação. Por exemplo, uma viga com o posicionamento de alça estabilizante e um  $a/L = 0,1$  é indicada pela simbologia “a10t+”.

Assim, os valores obtidos da aplicação das Equações (21) e (24) para o ângulo de fissuração e Equações (22) e (25) para os fatores de segurança, recomendados por Zhang (2017) e propostos neste trabalho, para a influência da relação  $a/L$  e os desvios de posicionamento da alça estão condensados na Tabela 2.

Tabela 2 - Influência da variação do comprimento do balanço e dos desvios das alças de içamento

a/L	Situação	$\theta_{Zhang}$	$\theta_P$	FS <sub>Zhang</sub>	FS <sub>P</sub>
Sem balanços	a0t+	16,79°	9,80°	5,67	3,838
	a0t0	16,79°	8,15°	5,67	3,296
	a0t-	16,79°	6,50°	5,67	2,721
5%	a5t+	17,24°	10,07°	6,26	4,14
	a5t0	17,24°	8,42°	6,26	3,548
	a5t-	17,24°	6,78°	6,26	2,929
10%	a10t+	17,77°	10,39°	6,97	4,49
	a10t0	17,77°	8,74°	6,97	3,841
	a10t-	17,77°	7,09°	6,97	3,173
15%	a15t+	18,9°	10,77°	7,77	4,88
	a15t0	18,9°	9,12°	7,77	4,008
	a15t-	18,9°	7,47°	7,77	3,453
20%	a20t+	19,14°	11,22°	8,63	5,295
	a20t0	19,14°	9,57°	8,63	4,531
	a20t-	19,14°	7,92°	8,63	3,766

Fonte: Autor (2018)

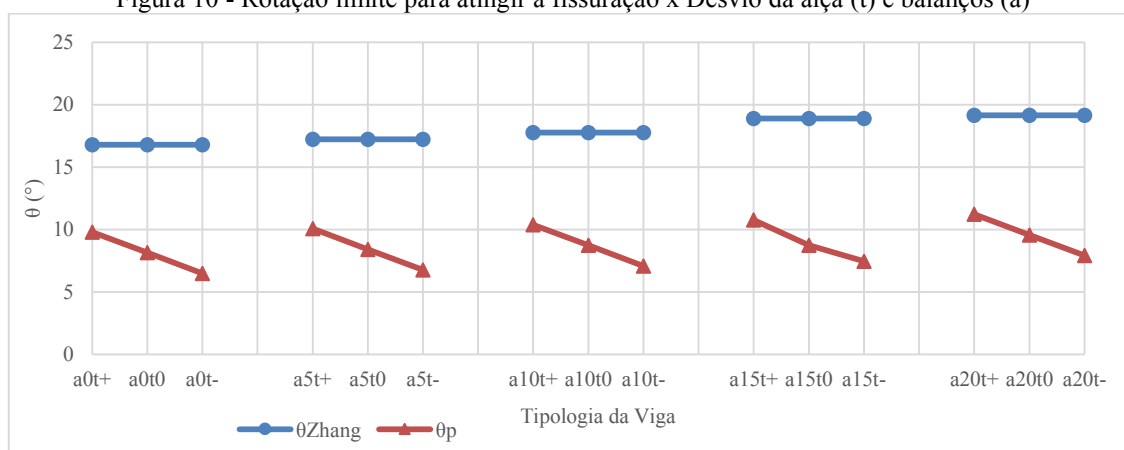
Ao analisar os valores obtidos para o giro limite de fissuração e os fatores de segurança observa-se a discrepância entre os resultados obtidos pelas equações propostas (Equações (24) e (25)) e os calculados pelo equacionamento proposto por Zhang (2017), Equações (20) e (21). A diferença entre os resultados é devida a dois fatores: a inclusão do  $\theta_{RB}$  (Equação (23)) para levar em consideração o desvio da alça (t) para situações nas quais o içamento é realizado por meio de cabos verticais, pois na formulação da Zhang (2017) os desvios de alça e excentricidade lateral inicial só são contabilizados quando há componente horizontal da reação do cabo (cabos inclinados). Além da diferença encontrada entre os valores obtidos para as vigas sem desvio da alça e da consideração da excentricidade lateral para cabos retos, há a diferença resultante da não simplificação das funções seno e cosseno proposta no presente trabalho.



A Figura 10 permite observar a relação entre a rotação limite antes que ocorra a fissuração na seção transversal do meio do vão e os desvios de posicionamento das alças, para o caso de excentricidade lateral inicial no valor de  $L/1350$ . Os resultados mostram que os desvios no posicionamento das alças alteram, na mesma proporção, para mais e para menos ( $t (+)$  e  $t (-)$ ), as rotações na seção do meio do vão.

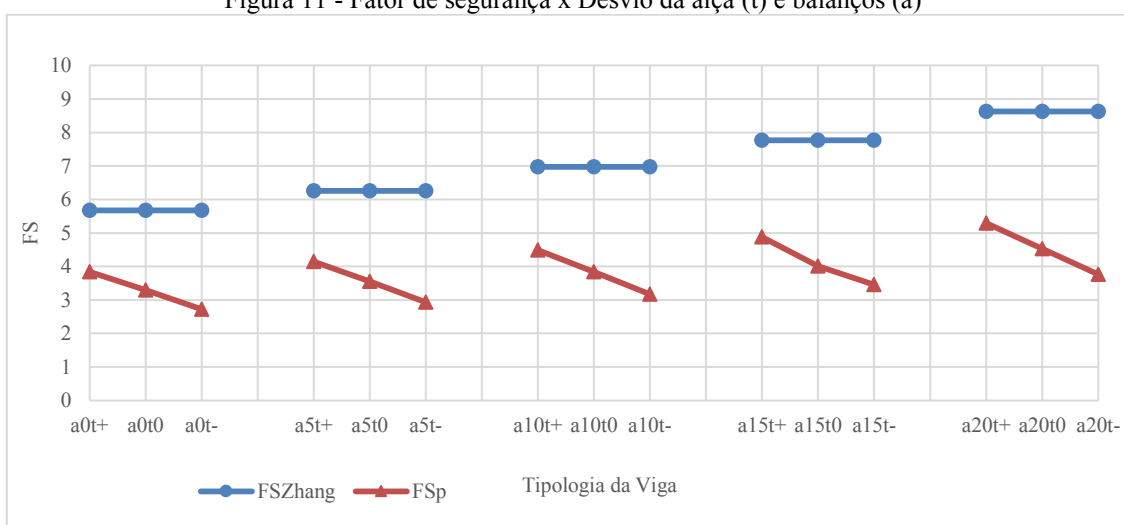
O mesmo efeito pode ser observado para a variação dos fatores de segurança, decorrente da variação dos desvios, conforme ilustra a Figura 11, ou seja, os desvios favoráveis e desfavoráveis, colaboram e prejudicam, na mesma proporção, a segurança do içamento.

Figura 10 - Rotação limite para atingir a fissuração x Desvio da alça ( $t$ ) e balanços ( $a$ )



Fonte: Autor (2018)

Figura 11 - Fator de segurança x Desvio da alça ( $t$ ) e balanços ( $a$ )



Fonte: Autor (2018)

### 3.4.2 Variação da excentricidade lateral inicial

Quando às recomendações normativas para o limite aceitável da excentricidade lateral inicial, o Model Code (2010) limita em  $L/300$  e o PCI (2011) sugere valor máximo de 0,125 polegadas a cada 10 ft de comprimento da viga ( $L/960$ ). Demais recomendações intermediárias estão listadas na Tabela 1, apresentada anteriormente.

No levantamento realizado em campo por Cojocarú (2012) para as excentricidades laterais iniciais das 128 vigas medidas, o valor crítico foi de  $L/472$ , no caso 8,33 cm para a viga PCI BT-72 com 39,35 m de vão. As análises realizadas neste trabalho foram escolhidas no intervalo  $L/300$  e  $L/1000$ , a fim de contemplar os limites críticos designados pelas normas técnicas internacionais.

Para a nomenclatura, é utilizada a notação “aXtY” adicionada de mais um termo, tornando-se “aXtYsZ”, onde **Z** é o valor do denominador da razão que define o valor da excentricidade lateral inicial. Por exemplo, para um balanço de 20% do vão, sem desvio das alças e excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ) de  $L/350$  a notação é a20t0s350. A Tabela 3 contém os resultados obtidos para as variações no  $e_i$  de  $L/300$ ,  $L/500$ ,  $L/750$ ,  $L/1000$  e  $L/1350$  para vigas com balanços de 20% do vão total e cabos retos.

As diferenças entre as rotações e fatores de segurança obtidos na Tabela 3, entre a proposta de Zhang (2017) e as Equações (24) e (25), se justificam, pois, o giro limite de fissuração encontrado por meio da formulação proposta contém uma parcela referente a rotação de corpo rígido inicial ( $\theta_{RB}$ ).

Vale ressaltar que a consideração dos efeitos das imperfeições transversais (desvio de alça e excentricidade lateral inicial) na formulação da Zhang (2017) somente são considerados caso o cabo seja inclinado.

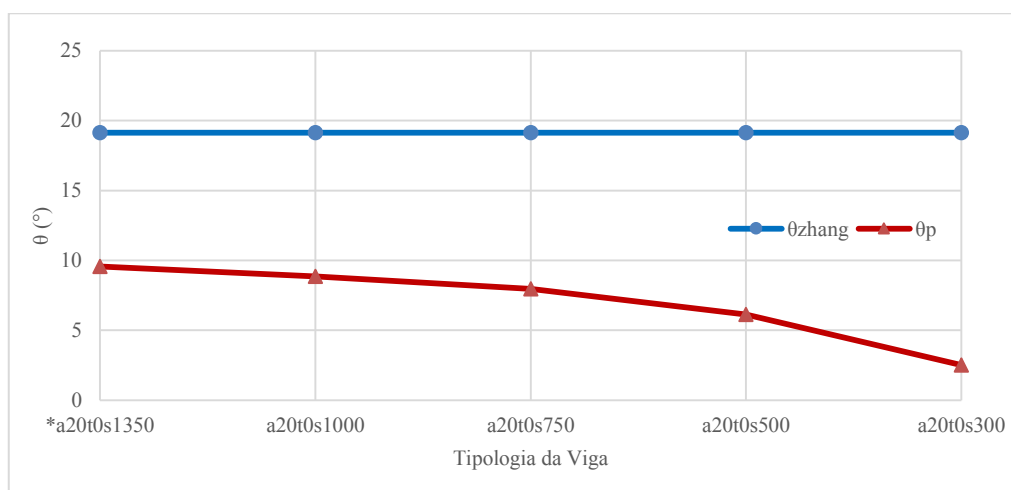
Tabela 3 - Valores de  $\theta$  e FS para variação da  $e_i$ 

a/L	Situação	$\theta_{\text{Zhang}}$	$\theta_P$	FS <sub>Zhang</sub>	FS <sub>P</sub>
20%	*a20t0s1350	19,14°	9,57°	8,65	4,531
	a20t0s1000	19,14°	8,86°	6,54	3,152
	a20t0s750	19,14°	7,95°	4,98	2,136
	a20t0s500	19,14°	6,12°	3,37	1,104
	a20t0s300	19,14°	2,51°	2,05	0,273
* viga de referência do modelo inicial					

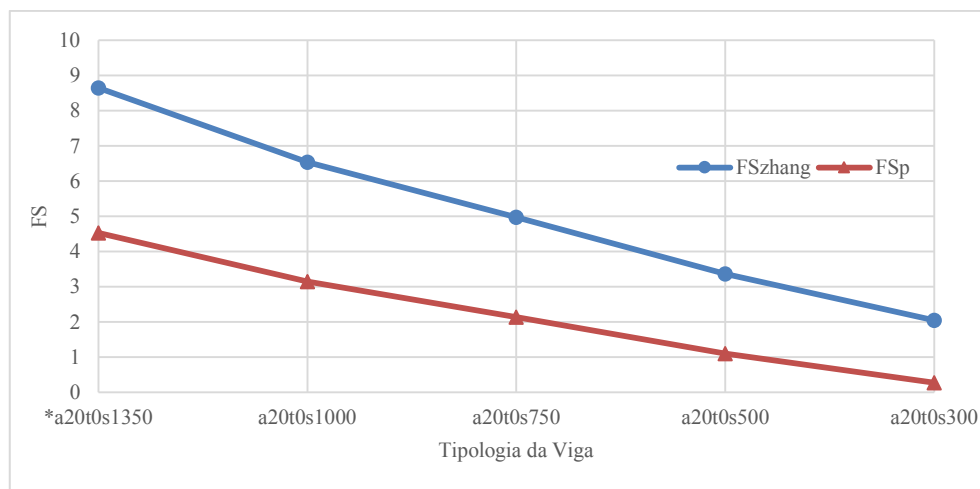
Fonte: Autor (2018)

As Figuras 12 e 13 mostram a relação entre os giros limite de fissuração e os fatores de segurança, respectivamente, em função da variação das excentricidades lateral inicial. Observa-se na Figura 12 que a diminuição da excentricidade lateral inicial resulta em redução importante do ângulo limite de fissuração, conforme a equação proposta neste trabalho.

Já os valores obtidos pela Equação (20) de Zhang (2017) resultam em valor constante para diferentes valores de excentricidade lateral, pois estes somente são contabilizados quando há componente horizontal da reação do cabo.

Figura 12 - Giro de corpo rígido de fissuração x Excentricidade lateral inicial ( $e_i$ )

Fonte: Autor (2018)

Figura 13 - Fator de segurança x Excentricidade lateral inicial ( $e_i$ )

Fonte: Autor (2018)

Entre as extremas excentricidades laterais analisadas (Figura 12 e 13),  $L/1000$  e  $L/300$ , houve uma variação no FS de 94%. Entre as excentricidades  $L/750$  e  $L/300$ , a diferença no FS foi de 87%, mostrando a sensibilidade do problema com relação ao valor da excentricidade lateral inicial.

### 3.4.3 Variação da inclinação do cabo de içamento

A utilização de cabos inclinados para o içamento depende da escolha do equipamento, devendo-se considerar a componente horizontal da força de tração no cabo, que produz efeito instabilizante no sistema. A opção por realizar a suspensão com cabos retos é sempre preferível, do ponto de vista da segurança.

Para as análises, na notação “aXtYsZiW”, W é o valor da inclinação do cabo em graus. Os valores da rotação e do fator de segurança (Tabela 4) referem-se à viga PCI BT-72, com balanços de 20% do comprimento da viga, sem desvios de posicionamento das alças e com inclinação variando de: 15°, 30°, 45° e 90°, para excentricidade lateral inicial de 3,15 cm ( $L/1350$ ).

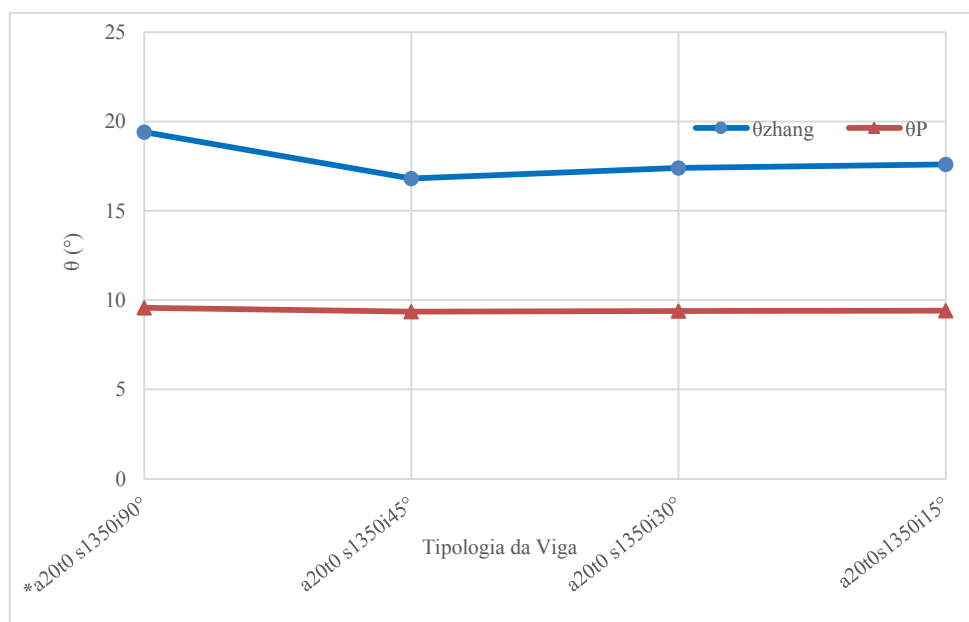
Tabela 4 - Valores de  $\theta$  e FS para variação da inclinação do cabo

a/L	Situação	$\theta_{\text{zhang}}$	$\theta_P$	FS <sub>zhang</sub>	FS <sub>P</sub>
20%	a20t0s1350i15°	17,6°	9,41°	7,78	4,458
	a20t0s1350i30°	17,4°	9,39°	7,68	4,450
	a20t0s1350i45°	16,8°	9,36°	7,47	4,432
	*a20t0s1350i90°	19,4°	9,57°	8,63	4,531
* viga de referência do modelo inicial					

Fonte: Autor (2018)

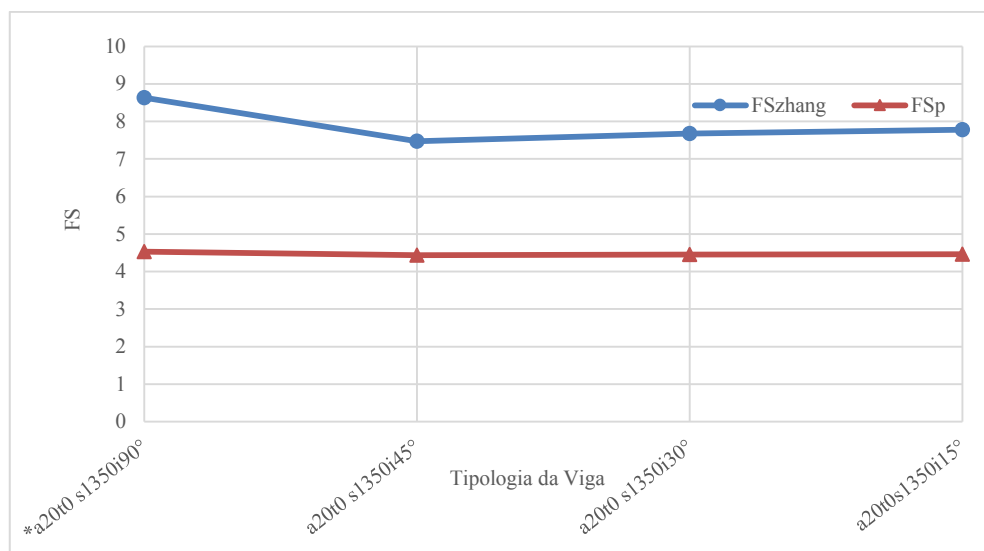
De acordo com as Figuras 14 e 15 nota-se que entre o cabo vertical e o cabo com 15° de inclinação o FS<sub>P</sub> variou em 1,6%. A análise numérica com 15° de inclinação é totalmente inviável na prática, mas foi considerada apenas para verificação da validade da modelagem.

É possível observar que a introdução do  $\theta_{RB}$  na formulação suaviza a mudança no fator de segurança entre cabos retos e inclinados. No modelo proposto por Zhang (2017) o FS<sub>zhang</sub> muda bruscamente, em 15%, uma vez que somente para cabos inclinados é que as variáveis transversais, tais como excentricidade lateral e desvio das alças, são computadas.

Figura 14 - Rotação limite de fissuração x Inclinação do cabo ( $\alpha$ )

Fonte: Autor (2018)

Figura 15 - Fator de segurança x Inclinação dos cabos ( $\alpha$ )

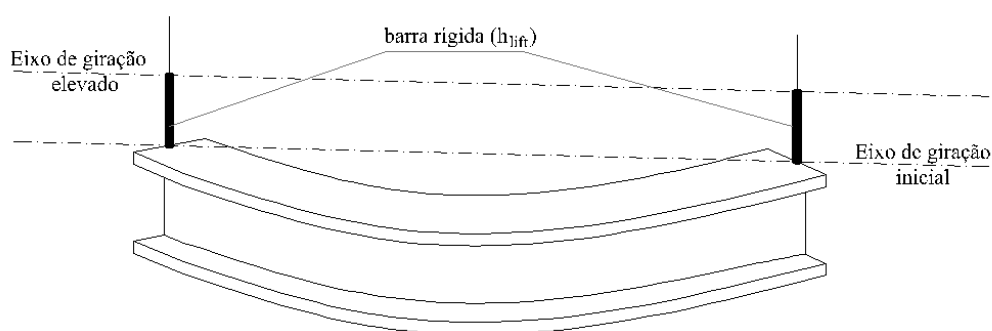


Fonte: Autor (2018)

### 3.4.4 Consideração de barra rígida para fixação da alça de içamento

Esta seção leva em conta a utilização de uma barra rígida (Figura 16), a fim de servir como fixação para a alça de içamento, em um ponto com determinada altura acima da face superior da seção transversal da viga. Trata-se da utilização de um elemento estrutural que visa distanciar da viga o eixo em torno do qual ocorrerá a rotação.

Figura 16 - Posicionamento dos eixos de rotação em função do aumento do  $h_{lift}$



Fonte: Autor (2018)

Para as análises, na notação “aXtYsZiWyQ”, Q é o comprimento do enrijecimento da alça. Os valores da rotação e do fator de segurança (Tabela 5) referem-se à viga PCI BT-72, com balanços de 20% do comprimento da viga, sem desvios de posicionamento das alças, com

inclinação variando de  $90^\circ$  e enrijecimentos de alça ( $h_{\text{lift}}$ ) de 0, 25 cm, 50 cm e 100 cm, para excentricidade lateral inicial de 3,15 cm ( $L/1350$ ).

Tabela 5 - Valores de  $\theta$  e FS para variação do  $h$

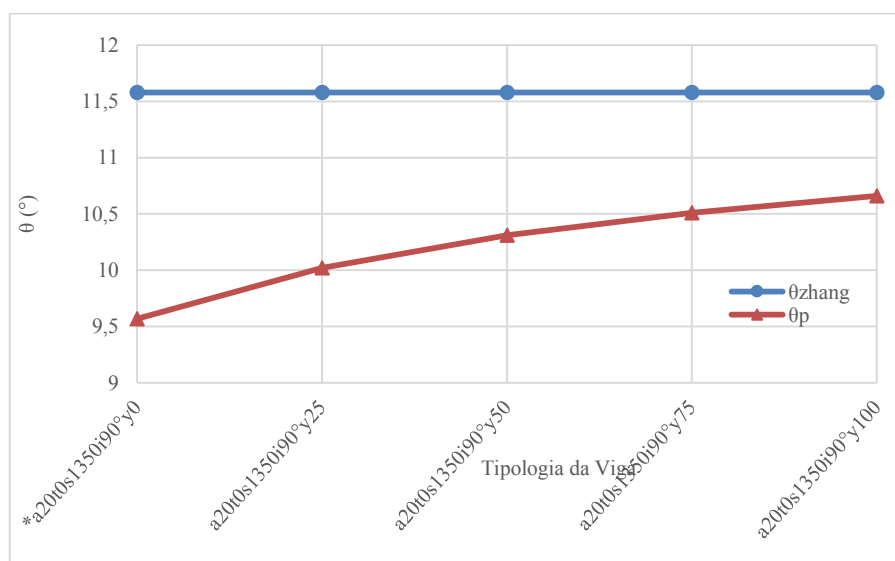
a/L	Situação	$\theta_{\text{Zhang}}$	$\theta_P$	FS <sub>Zhang</sub>	FS <sub>P</sub>
20%	*a20t0s1350i90°y0	11,58°	9,57°	4,531	1,26
	a20t0s1350i90°y25	11,58°	10,02°	6,084	1,62
	a20t0s1350i90°y50	11,58°	10,31°	7,637	1,99
	a20t0s1350i90°y75	11,58°	10,51°	9,19	2,35
	a20t0s1350i90°y100	11,58°	10,66°	10,744	2,71
* viga de referência do modelo inicial					

Fonte: Autor (2018)

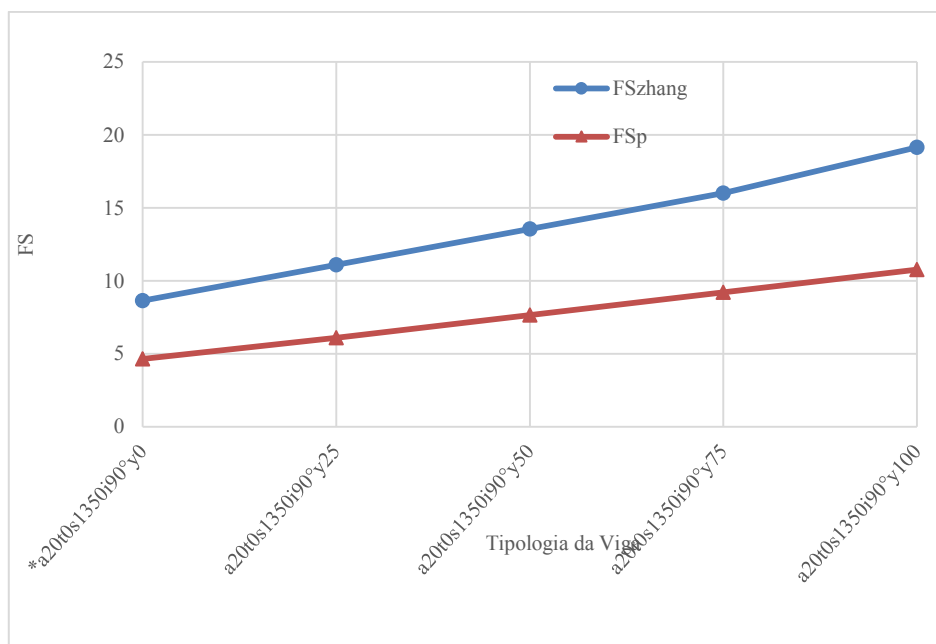
Na Figura 17 observa-se, na formulação proposta, a influência da presença da barra rígida na rotação da seção transversal do meio do vão. A Figura 18 permite visualizar que para içamento com cabos retos ( $\alpha=90^\circ$ ) o equacionamento proposto por Zhang (2017) não é capaz de contabilizar a influência da barra rígida dado por  $h_{\text{lift}}$  no giro limite de fissuração ( $\theta_{\text{Zhang}}$ ), mas somente na estimativa de FS<sub>Zhang</sub>.

O aumento no FS entre a peça sem  $h_{\text{lift}}$  e com  $h_{\text{lift}}$  de 100 cm foi de 54%. Em relação ao giro de corpo rígido para fissuração houve o aumento de 10%, enquanto no modelo proposto por Zhang (2017) esta rotação permanece inalterada.

Figura 17 - Giro de corpo rígido de fissuração x Elemento de enrijecimento da ligação viga-cabo ( $h_{\text{lift}}$ )



Fonte: Autor (2018)

Figura 18 - Fator de segurança x Elemento de enrijecimento da ligação viga-cabo ( $h_{lift}$ )

Fonte: Autor (2018)

Por meio da análise paramétrica efetuada com a formulação analítica, é possível destacar que a presença de balanços ( $a/L = 20\%$ ) promove um aumento significativo no giro de rotação necessário para iniciar o processo de fissuração na viga, bem como a presença de elemento enrijecedor ( $h_{lift}$ ). A inclinação do cabo não mostrou efeitos significativos conforme a variação analisada. Porém, de acordo com o esperado, o uso de cabo vertical apresenta maior estabilidade, visto que não há introdução de componente normal da reação na viga.

Em relação à variação da excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ) observa-se a grande margem deixada pelas referências normativas, ou seja, para uma mesma viga, atendendo diferentes recomendações, pode existir variação da segurança nesta fase em até 69%, que é o caso dos limites  $L/1000$  (PCI (2011)) e  $L/300$  (Model Code (2010)).



# CAPÍTULO 4

## MODELAGEM NUMÉRICA NO PROGRAMA COMPUTACIONAL ANSYS

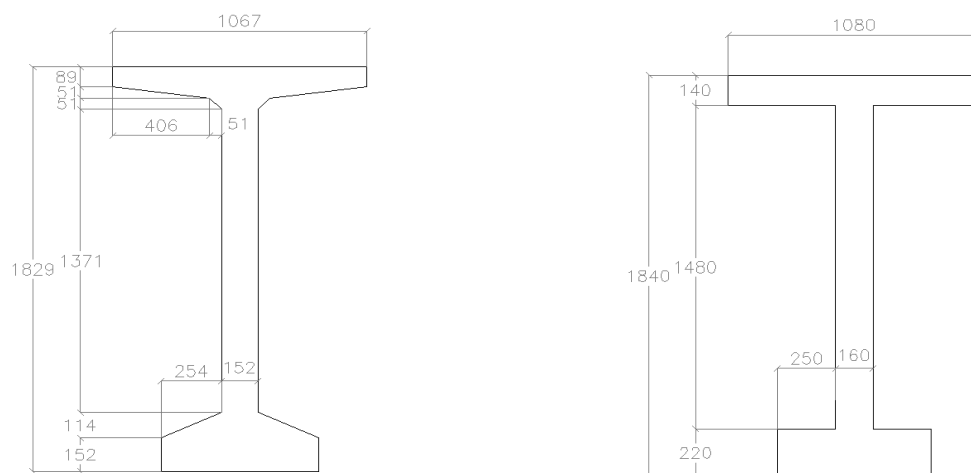
### 4.1 DEFINIÇÕES PRELIMINARES

Neste capítulo são apresentadas as simulações desenvolvidas no programa computacional ANSYS 18.1, plataforma Workbench, do problema do içamento de uma viga de concreto de seção transversal padronizada designada por PCI BT-72 (Figura 19), com 42,4 m de comprimento e excentricidade lateral inicial de 3,15 cm ( $L/1350$ ).

Figura 19 - Viga PCI BT-72 (Unidades em mm)

(a) Seção transversal original

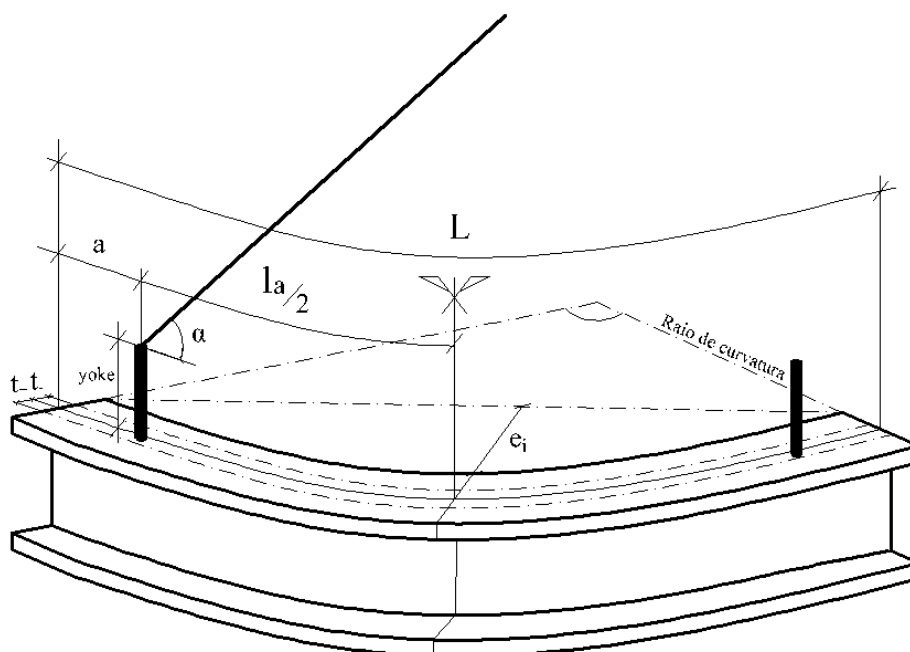
(b) Seção modificada



Fonte: Autor (2018)

São avaliadas as tensões normais, rotações das seções transversais e deslocamentos, levando-se em conta a excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ), presença de barra rígida ( $h_{lift}$ ), desvios de posicionamento das alças ( $t$ ), comprimento dos balanços ( $a$ ) e inclinação dos cabos de içamento ( $\alpha$ ), representados na Figura 20.

Figura 20 - Viga curva e variáveis em estudo



Fonte: Autor (2018)

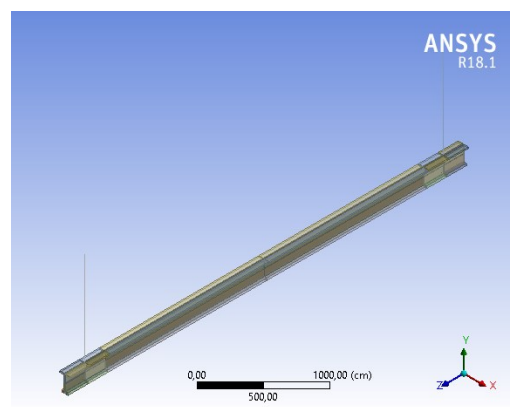
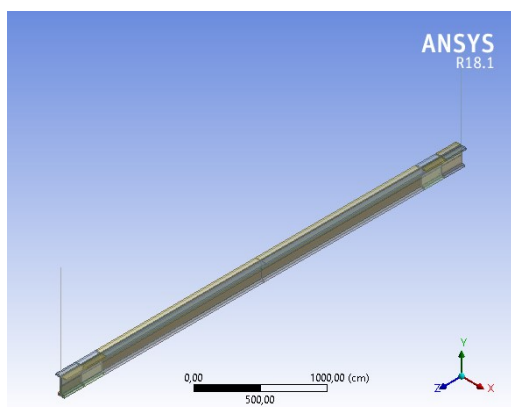
Os cabos de içamento tem 10 m de comprimento e para as situações de presença de balanços são analisados os casos ilustrados na Figura 21, tais como: sem balanços ( $a_0$ ), com 5% do vão ( $a_5\%$ ), com 10% do vão ( $a_{10\%}$ ), com 15% do vão ( $a_{15\%}$ ) e com 20% do vão ( $a_{20\%}$ ).

Utilizou-se a análise não-linear geométrica, que considera o efeito do carregamento na estrutura deformada de forma iterativa até que haja a convergência da solução de equilíbrio. O carregamento considerado nas análises resume-se ao peso próprio, tendo sido aplicado em incrementos de carga (20 passos de carga).

Figura 21 - Situações modeladas para o comprimento do balanço

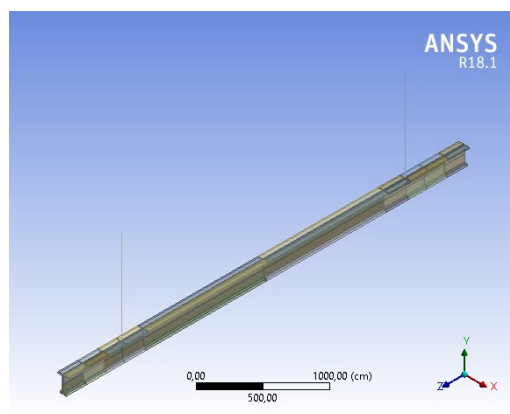
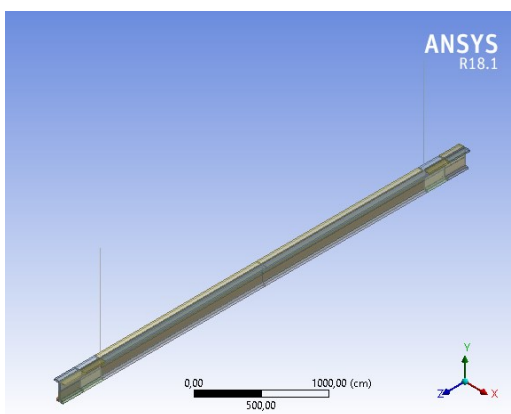
(a) a0%

(b) a5%

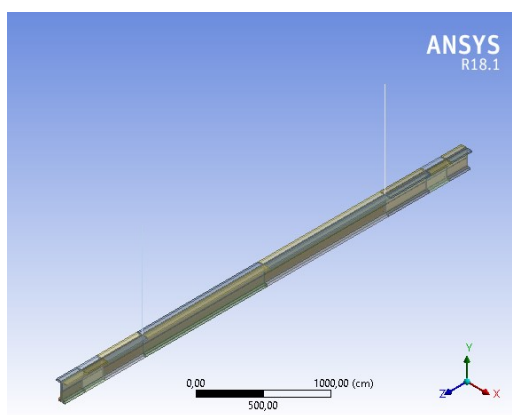


(c) a10%

(d) a15%



(e) a20%

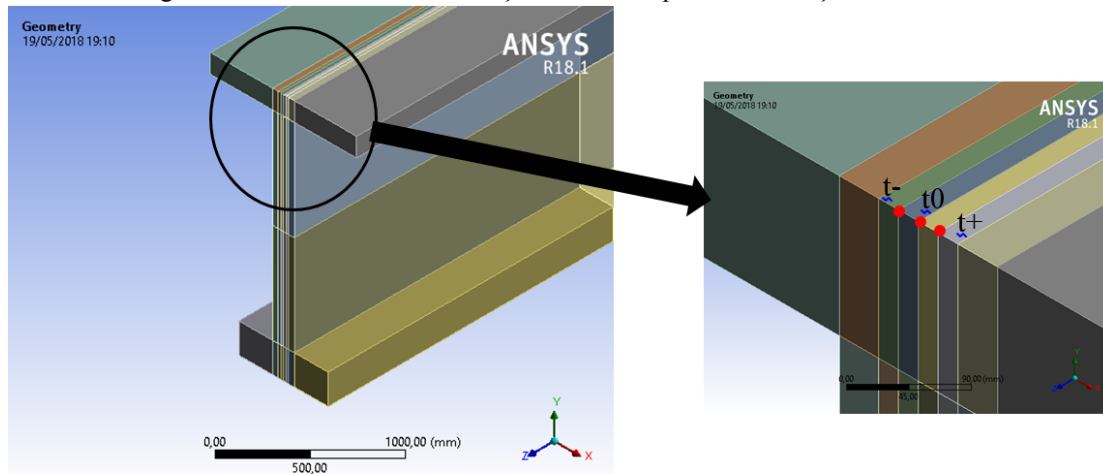


Fonte: Autor (2018)

Nestes termos, as variações escolhidas para os desvios de posicionamento do cabo na seção transversal são de 2 cm, tanto para o sentido da excentricidade lateral ( $t+$ ), quanto para o

contrário ( $t^+$ ), além da situação sem desvios, ou seja, no eixo de simetria da seção ( $t_0$ ), conforme ilustra a Figura 22.

Figura 22 - Posicionamento das alças no modelo para consideração dos desvios



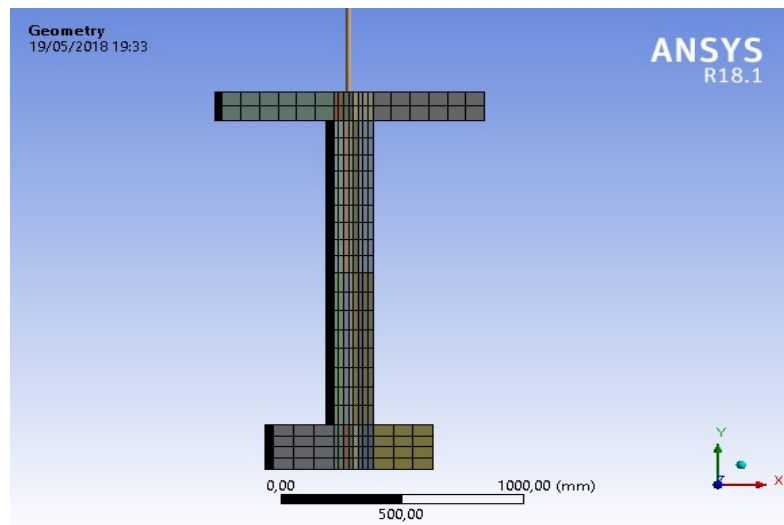
Fonte: Autor (2018)

## 4.2 MALHA E ELEMENTOS FINITOS

A discretização da malha da viga foi feita tanto transversalmente (Figura 23), quanto longitudinalmente (Figura 24). Por se tratar de um elemento curvo as divisões da malha foram realizadas manualmente na intenção de produzir elementos uniformes (retangulares e sem distorções).

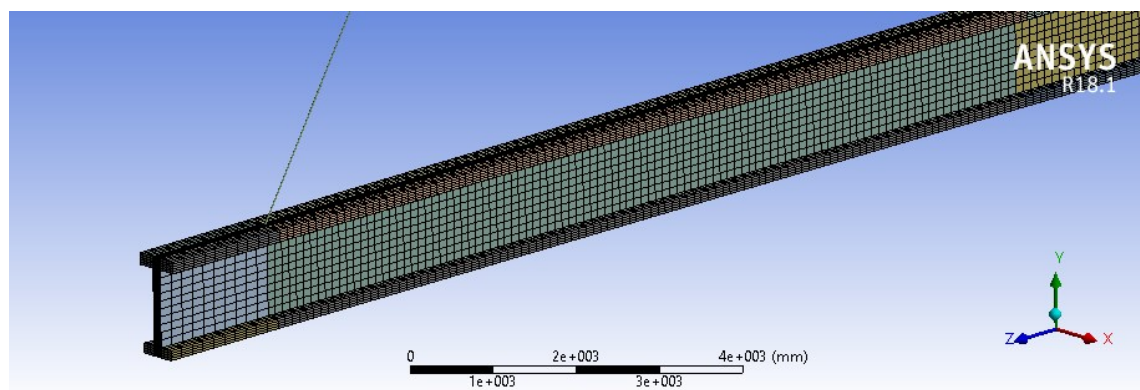
O estudo de malha realizou-se atribuindo diferentes níveis de discretização à viga e para cada número de divisões arbitrados foram computados os valores de deslocamento do apoio fictício e suas respectivas reações, analisando-se o erro relativo entre os valores observados para cada nível de discretização. Nestes termos, adotou-se a divisão de malha que forneceu menor erro relativo entre os valores de deslocamentos observados.

Figura 23 - Malha transversal



Fonte: Autor (2018)

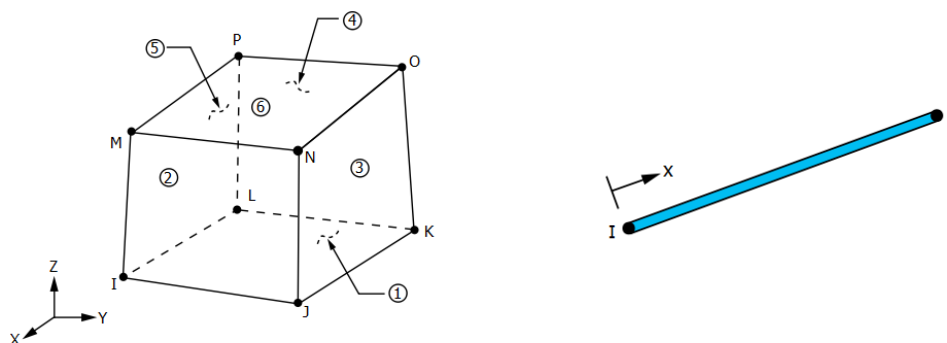
Figura 24 - Malha longitudinal



Fonte: Autor (2018)

O elemento utilizado para simulação da viga foi o SOLID185 (Figura 25(a)) que possui oito nós, cada um com três graus de liberdade (translações segundo os eixos x, y e z). Os cabos de içamento foram definidos como elemento LINK180 (Figura 25(b)), habilitado somente por esforços axiais, com dois nós (I e J), cada um com três graus de liberdade (translações segundo os eixos x, y e z).

Figura 25 - Elementos para discretização  
(a) SOLID185 (b) LINK180



Fonte: ANSYS 18.1

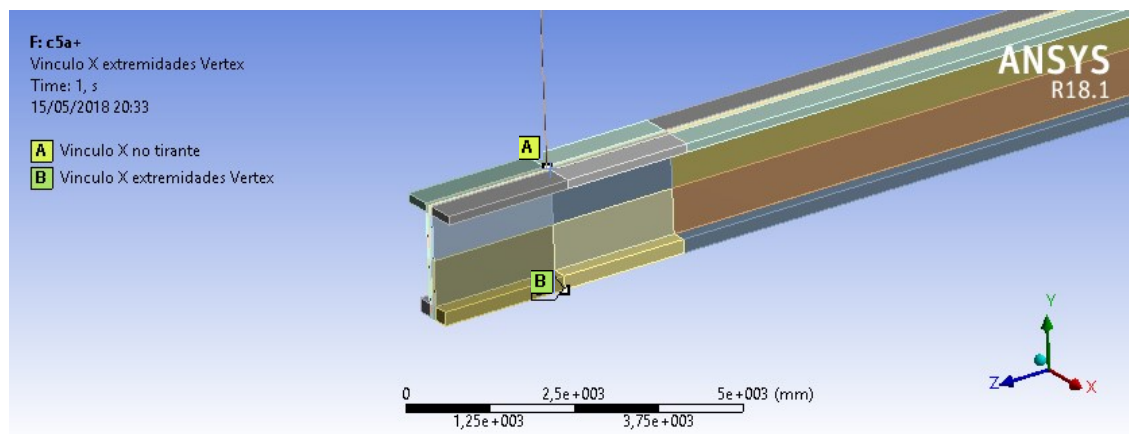
### 4.3 VINCULAÇÕES

A situação de içamento de vigas curvas ao ser analisada estaticamente é considerada hipostática devido ao reduzido número de impedimento de movimentação oferecido pelos cabos. Assim, para o desenvolvimento da análise numérica, fez-se necessário o uso de alguns artifícios a fim de levar em conta uma situação isostática, sem interferir no comportamento modelo real.

Para isso, são introduzidos dois apoios, para os quais deve resultar em reações de apoio nulas. Desta forma, tem-se um procedimento que viabiliza a solução numérica do problema, sem interferir no comportamento real da estrutura.

Um vínculo é introduzido impedindo o deslocamento lateral no ponto de encontro da viga com o cabo. O outro vínculo é posicionado na extremidade da aba inferior também na seção transversal de fixação do cabo de içamento, ambos impedindo o deslocamento lateral, como pode ser visualizado na Figura 26. Desta forma, impede-se a rotação da seção transversal.

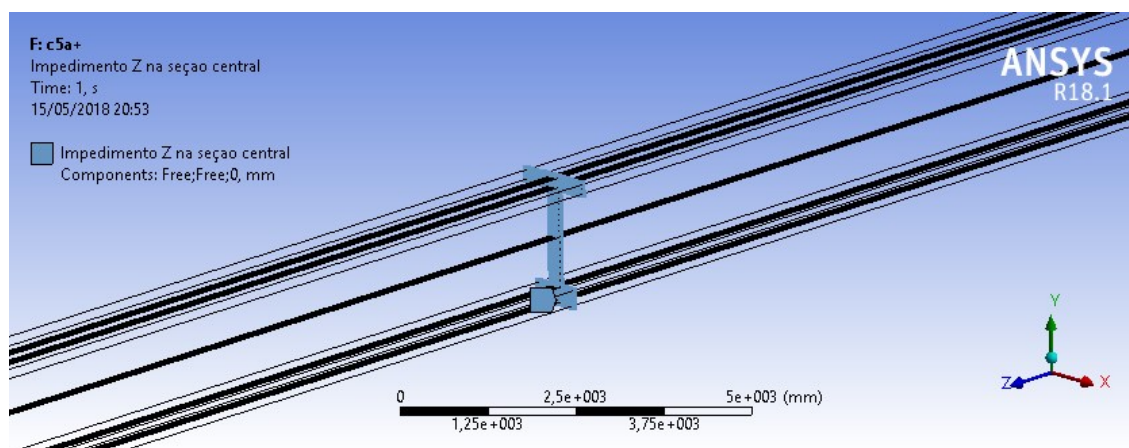
Figura 26 - Pontos dos apoios fictícios



Fonte: Autor (2018)

Para manter a simetria do problema, também foi adicionado na seção transversal do meio do vão a restrição de deslocamento longitudinal (axial) em toda a seção (Figura 27).

Figura 27 - Pontos dos apoios fictícios



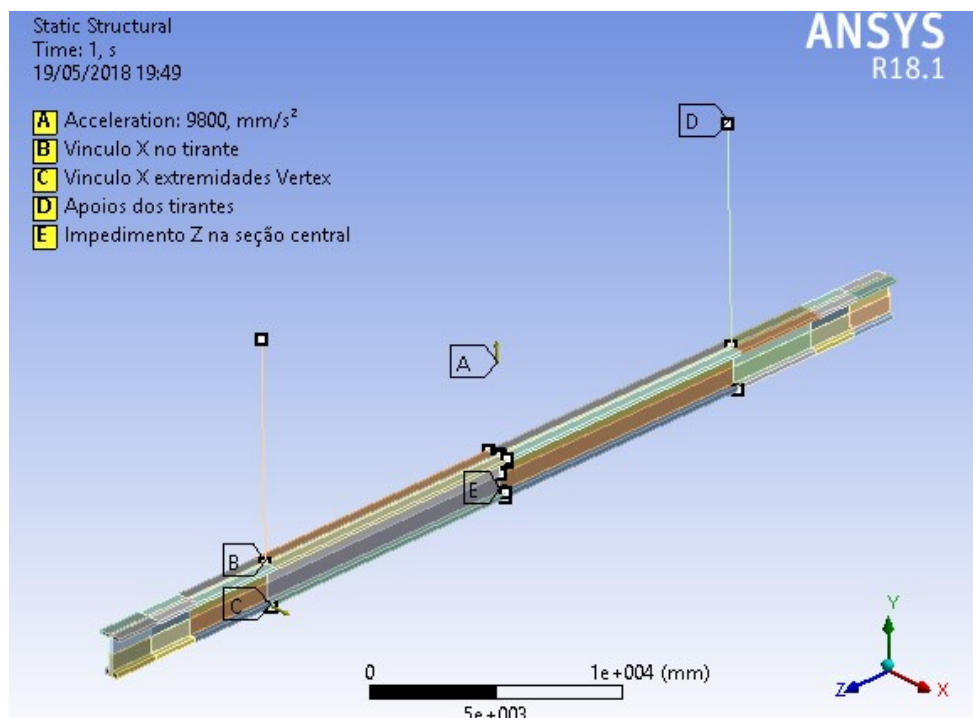
Fonte: Autor (2018)

A Figura 28 mostra o esquema geral das condições de contorno adotadas para a simulação numérica em estudo.

Os apoios fictícios inseridos que impedem deslocamentos laterais (direção x) designados por B e C na Figura 28 são utilizados para garantir as condições de equilíbrio do problema. Assim, é imposto no apoio C um deslocamento lateral gradual até que seja alcançada a

posição de equilíbrio que anula a reação de apoio neste vínculo. É importante compreender que o apoio lateral em B não afeta o problema, uma vez que o cabo de içamento permanece sempre no plano vertical.

Figura 28 - Condições de contorno para simulação numérica



Fonte: Autor (2018)

O método dos deslocamentos usa este artifício para reestabelecer as condições de equilíbrio na superposição de efeitos, uma vez que são introduzidos vínculos na estrutura para impedir as deslocabilidades externas e internas. Assim, conceitualmente, no método dos deslocamentos são somadas uma série de soluções básicas que satisfazem as condições de compatibilidade, mas não satisfazem as condições de equilíbrio da estrutura original, para, na superposição de efeitos, reestabelecer as condições de equilíbrio.

Este processo de inserção de apoios fictícios foi realizado de forma iterativa, introduzindo um deslocamento e observando o valor das reações, sendo finalizado quando fossem encontradas reações com valores iguais ou próximos de zero.

Assim, é possível encontrar a posição final de equilíbrio da estrutura, obtido numericamente neste trabalho, e designado por  $\theta_{eq}$ .



## 4.4 MATERIAIS E MODELAGEM

Para a simulação do comportamento do concreto, considerado nas análises em regime elástico linear, é necessário informar o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson. Com um concreto de resistência característica à compressão de 40 MPa, tem-se um módulo de elasticidade secante de 30105 MPa. Considerou-se o coeficiente de Poisson nas análises igual a 0,2.

Para os cabos de içamento utilizou-se seção circular com 20 cm de diâmetro, 10 m de comprimento e módulo de elasticidade de 210 GPa.

## 4.5 RESULTADOS

São apresentados na Tabela 6, para a viga PCI BT-72, com balanços variando de 0 a 20% do comprimento do vão e os desvios de posicionamento das alças de içamento ( $t +, 0, -$ ), os valores dos deslocamentos impostos no vínculo C da Figura 28 e as respectivas reações de apoio neste vínculo, para as quais considerou-se o equilíbrio satisfeito (reações próximas de zero).

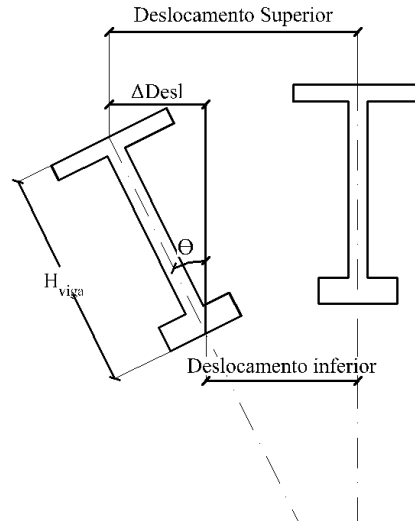
Tabela 6 - Deslocamentos impostos e Reações nos apoios fictícios

Viga	Deslocamentos laterais no apoio (mm)	Deslocamentos no meio do vão (mm)	Reação (kN)
a0t0	106,7	112,45	1,4628
a0t+	6,56	8,79	0,00205
a0t-	208,65	221,94	0,49652
a5t0	33	49,29	0,214
a5t+	-15,65	-14,51	0,39324
a5t-	110,1	113,09	0,23482
a10t0	24,1	24,83	0,4788
a10t+	-25,925	-25,22	0,0063
a10t-	73,78	75,25	0,1815
a15t0	11,9	12,18	-0,2914
a15t+	-32,83	-33,04	0,2
a15t-	56,4	57,07	0,3227
a20t0	1,775	1,89	0,11123
a20t+	-40,65	-40,51	0,81684
a20t-	44,001	44,27	0,18729

Fonte: Autor (2018)

Conhecidos os deslocamentos verticais e laterais da seção transversal do meio do vão calcula-se geometricamente o giro desta seção, conforme o esquema apresentado na Figura 29 e expressão apresentada na Equação (26).

Figura 29 - Esquema da rotação da seção transversal



Fonte: Autor (2018)

$$\theta_{eq} = \arcsen\left(\frac{\Delta Desl}{H_{viga}}\right) \quad (26)$$

Onde:  $\theta_{eq}$  é a rotação de equilíbrio,  $\Delta Desl$  é a diferença entre o deslocamento lateral entre a aba superior e a aba inferior e  $H_{viga}$  é a altura da seção transversal.

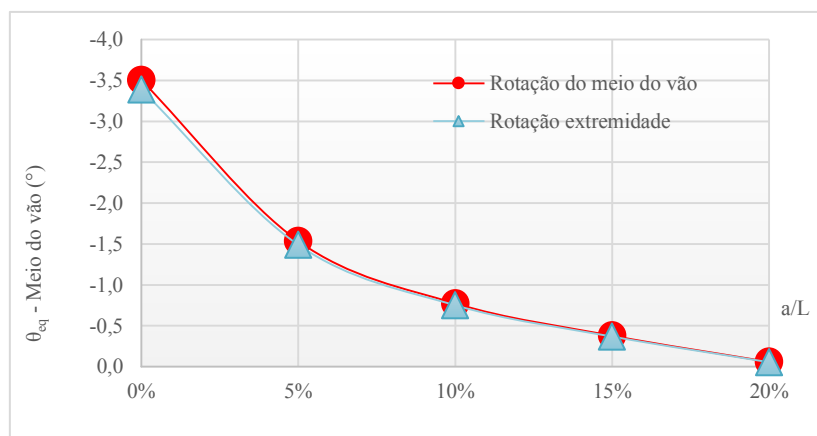
A Tabela 7 apresenta os valores das tensões normais máximas (tração) e mínimas (compressão) na seção do meio do vão, e as rotações da seção no meio do vão, da extremidade da viga e a rotação relativa entre estas seções. Observa-se que praticamente todas as seções transversais da viga giram de um mesmo ângulo, o que permite concluir tratar-se de giro de corpo rígido (Figura 30).

É possível observar a influência da consideração dos desvios de posicionamento da alça na instabilidade ( $\pm 2$  cm), uma vez que a rotação de equilíbrio sofre grande alteração.

Tabela 7 - Resultados numéricos da viga PCI BT-72

a/L	Desvios	$\sigma_{\text{Min}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{Máx}}$ (MPa)	$\theta_{\text{eq}}$ (°) Extremidade	$\theta_{\text{eq}}$ (°) Meio do Vão	$\theta_{\text{eq}}$ (°) Relativo
0	a0t+	-10,829	11,491	-0,205	-0,274	0,069
0	a0t0	-15,14	14,028	-3,389	-3,504	0,115
0	a0t-	-19,546	16,597	-6,757	-6,928	0,171
5%	a5t+	-8,7967	9,4183	0,491	0,452	0,039
5%	a5t0	-10,02	10,011	-1,489	-1,535	0,046
5%	a5t-	-12,117	11,264	3,471	3,524	-0,053
10%	a10t+	-6,864	7,2341	0,811	0,785	0,026
10%	a10t0	-6,8984	7,1499	-0,751	-0,773	0,022
10%	a10t-	-8,1483	7,9137	-2,325	-2,344	0,019
15%	a15t+	-4,8943	5,1157	1,013	1,029	-0,016
15%	a15t0	-4,5733	4,8421	-0,368	-0,379	0,011
15%	a15t-	-5,3444	5,3264	-1,772	-1,777	0,005
20%	a20t+	-2,4079	2,5217	1,269	1,262	0,007
20%	a20t0	-2,1073	2,5134	-0,054	-0,059	0,005
20%	a20t-	-2,4522	2,5275	-1,378	-1,379	0,001

Fonte: Autor (2018)

Figura 30 - Giro de equilíbrio ( $\theta_{\text{eq}}$ ) x comprimento relativo dos balanços (a/L)

Fonte: Autor (2018)

## 4.6 ANÁLISE PARAMÉTRICA

A análise paramétrica desenvolvida nesta seção é realizada para a viga PCI BT-72 e leva em conta o efeito das seguintes variáveis: a excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ), o desvio de posicionamento das alças em relação ao centro da mesa superior (t), a relação entre o

comprimento dos balanços e o comprimento da viga ( $a/L$ ), a inclinação dos cabos de içamento ( $\alpha$ ) e o comprimento do elemento estrutural enrijecedor ( $h_{lift}$ ) que eleva o ponto de fixação do cabo de içamento, em relação a face superior da viga.

Para analisar o efeito da protensão na instabilidade lateral modelou-se a viga utilizada no estudo de caso realizado por Zhang (2017), que se trata de uma viga duplo T protendida com 45,6 m de vão.

#### **4.6.1 Variação do comprimento dos balanços e dos desvios de posicionamento das alças**

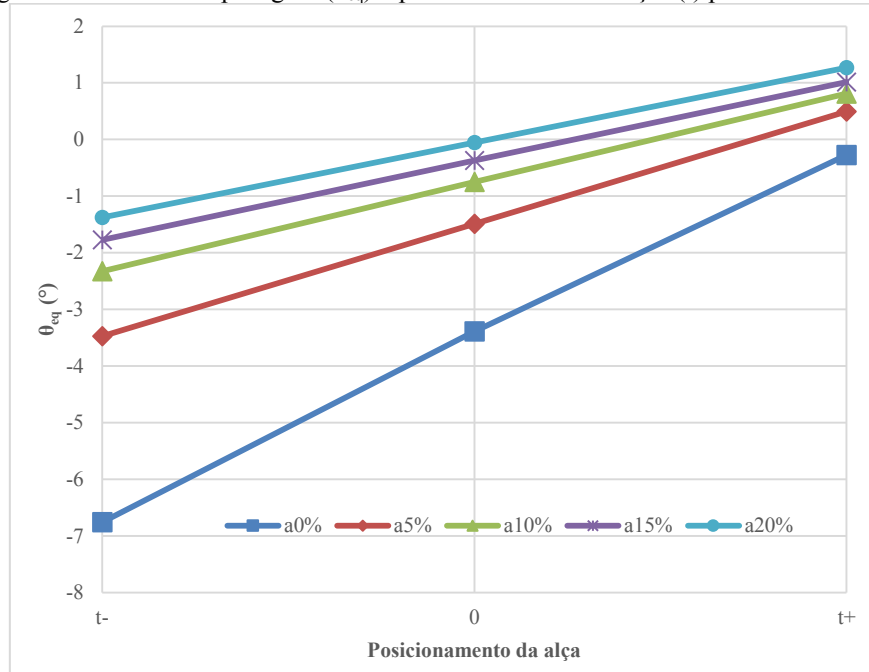
Para a análise da influência da variação do comprimento dos balanços e desvios de posicionamento das alças de içamento, são modeladas numericamente as situações com 0, 5, 10, 15 e 20% de balanços, para as três possibilidades de desvios.

A Figura 31 mostra os resultados numéricos da rotação de equilíbrio da seção da viga para as situações definidas. Observa-se a grande influência do comprimento dos balanços na rotação e para o caso de içamento pelas extremidades da viga, que, para este caso crítico, o giro é significativamente acentuado pelos desvios de posicionamento.

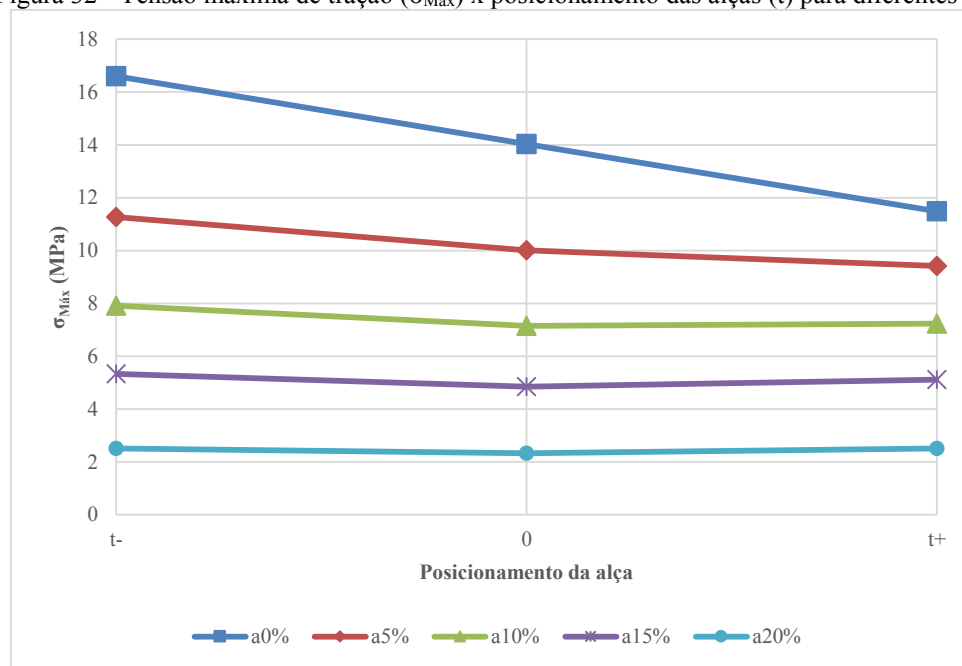
Para o caso mais favorável de içamento com  $a/L$  igual a 0,20, a rotação de equilíbrio reduz bastante, em torno de 3,5 vezes menor, sendo a influência dos desvios de posicionamento também menor.

As tensões normais máximas da seção transversal do meio do vão para os casos citados, conforme apresentadas na Figura 32, também são críticas para o içamento sem balanços, reduzindo para o caso mais favorável com relação  $a/L=0,20$ , de acordo com os resultados indicados na Figura 32.

Observa-se também que as tensões normais praticamente não se alteram com a consideração dos desvios das alças no caso de maiores balanços. No caso de içamento sem balanços, estes desvios chegam a atingir variação de 95%, entre os casos  $t+$  e  $t-$ .

Figura 31 - Giro de corpo rígido ( $\theta_{eq}$ ) x posicionamento das alças (t) para diferentes a/L

Fonte: Autor (2018)

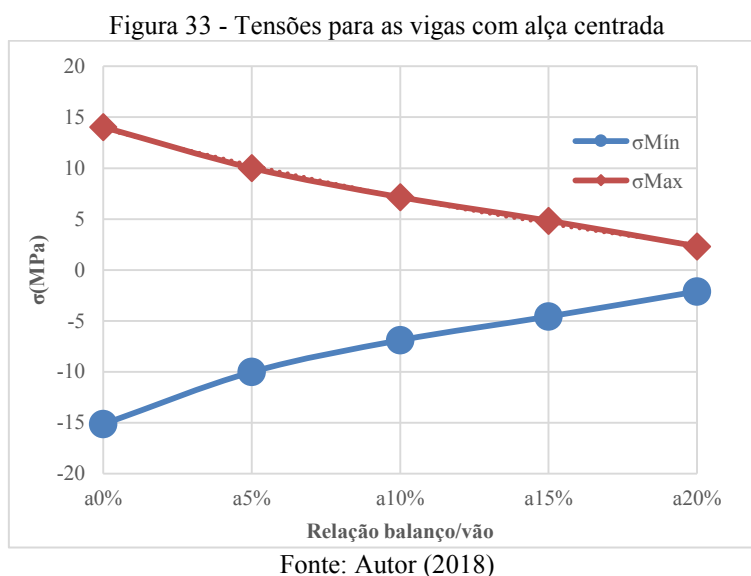
Figura 32 - Tensão máxima de tração ( $\sigma_{M\acute{a}x}$ ) x posicionamento das alças (t) para diferentes a/L

Fonte: Autor (2018)

Para estas situações extremas, a20% e a0%, a variação da máxima tensão normal de tração na seção é em torno de 60%, visto que, dentro de certo limite, quanto maior o balanço, maior

o seu efeito estabilizante, diminuindo a tendência da viga de rotacionar para atingir a posição de equilíbrio.

Na Figura 33 contempla-se a variação expressiva das tensões de tração e compressão, de acordo com diferentes comprimentos dos balanços e o ajuste dos dados é possível por meio de uma função cúbica, com  $R^2$  igual a 1.

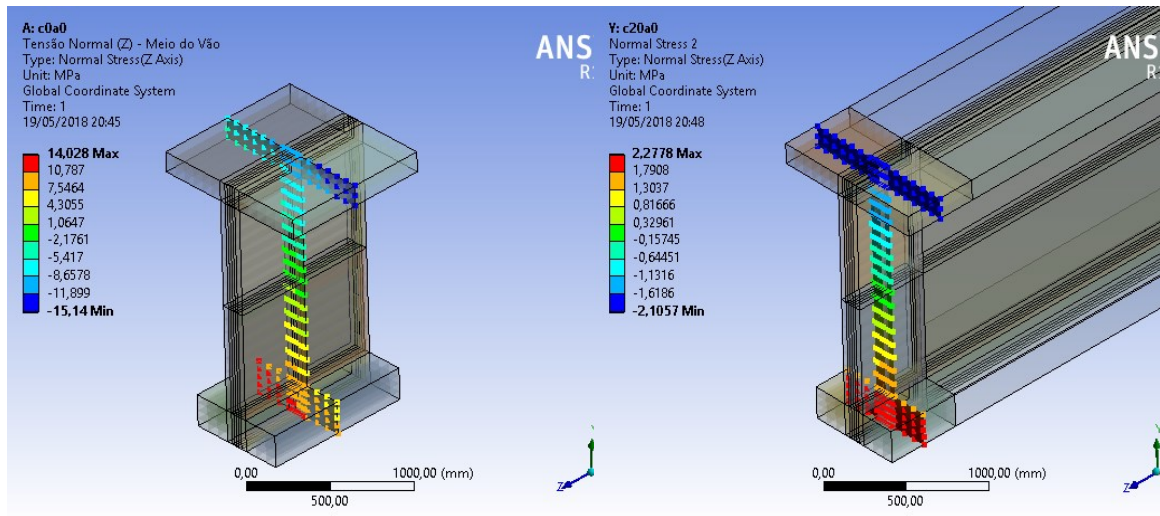


No içamento sem desvios de posicionamento das alças, considerando os casos extremos sem balanços e com 20% de balanços, é possível observar a inclinação da linha neutra na Figura 34. Para a suspensão pelas extremidades da viga, a posição de equilíbrio requer maior giro da seção, resultando em maior inclinação para a linha neutra, bem como tensões maiores.

Finalmente, a influência dos desvios de posicionamento das alças é menor para maiores comprimentos de balanço. Nos casos de alças centradas (sem desvios), a presença do balanço, no caso de 20%, chega a reduzir a rotação de equilíbrio em 98%.

Na situação de içamento pelas extremidades, os desvios da alça (t+) provocam diminuição da rotação de equilíbrio em torno de 94% e para o desvio da alça (t-) há o aumento de 99%.

Figura 34 - Tensões normais para as vigas com alça centrada  
(a) a0% (b) a20%



Fonte: Autor (2018)

4.6.2 Variação da excentricidade lateral inicial

A simulação da excentricidade lateral leva em conta a viga curva com raio de curvatura discriminado na Tabela 8. As excentricidades ( $e_i$ ) analisadas foram  $L/1000$ ,  $L/750$ ,  $L/500$  e  $L/300$ , para cabos retos ( $\alpha=90^\circ$ ), sem enrijecimento da alça ( $h_{lin}=0$ ), sem balanços ( $a/L=0$ ) e sem desvio das alças ( $t=0$ ).

Tabela 8 - Raio de Curvatura para simular a excentricidade lateral

Excentricidade Lateral ( $e_i$ )	Raio de Curvatura (m)
$L/1000$	7134,00
$L/750$	3977,37
$L/500$	2650,04
$L/300$	1590,44

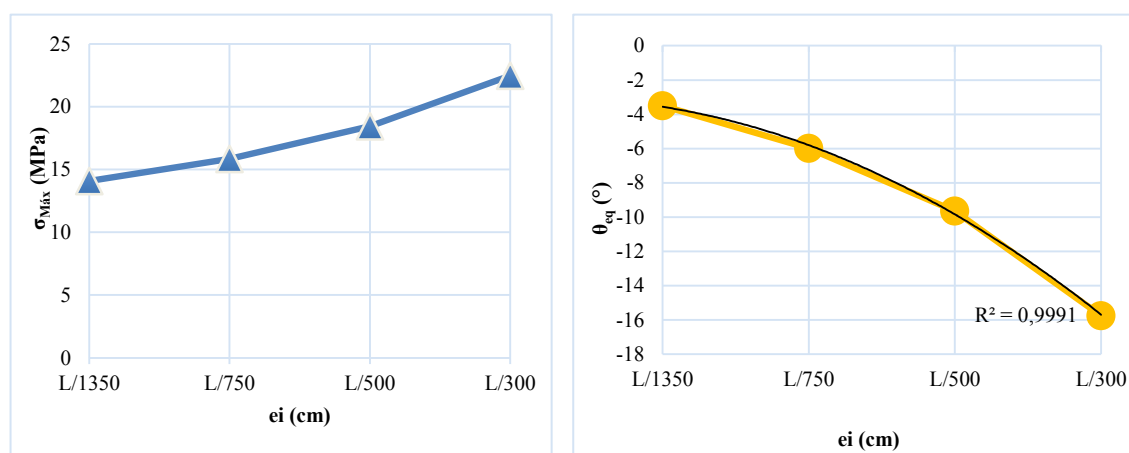
Fonte: Autor (2018)

A rotação de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ) e a tensão máxima de tração no meio do vão ( $\sigma_{M\acute{a}x}$ ) est\~ao mostradas na Figura 35.

Para as tensões normais de tração, tem-se da situação sem balanços 22,47 MPa e 14,1 MPa para  $e_i$  de  $L/300$  a  $L/1350$ , respectivamente, ambos superiores ao  $f_{ctm}$  de 3,5 MPa, indicando que a presença de fissuração da viga em ambos os casos.

As rotações de equilíbrio, para as excentricidades analisadas, crescem segundo uma curva parabólica. A rotação crítica de fissuração obtida por Lima (2002) ocorre para ângulos de  $15^\circ$ , próximo ao valor encontrado para o caso  $L/300$  com giro de equilíbrio de  $15,82^\circ$ .

Figura 35 - Tensão máxima de tração ( $\sigma_{M\acute{a}x}$ ) e giro de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ) em função da excentricidade



Fonte: Autor (2018)

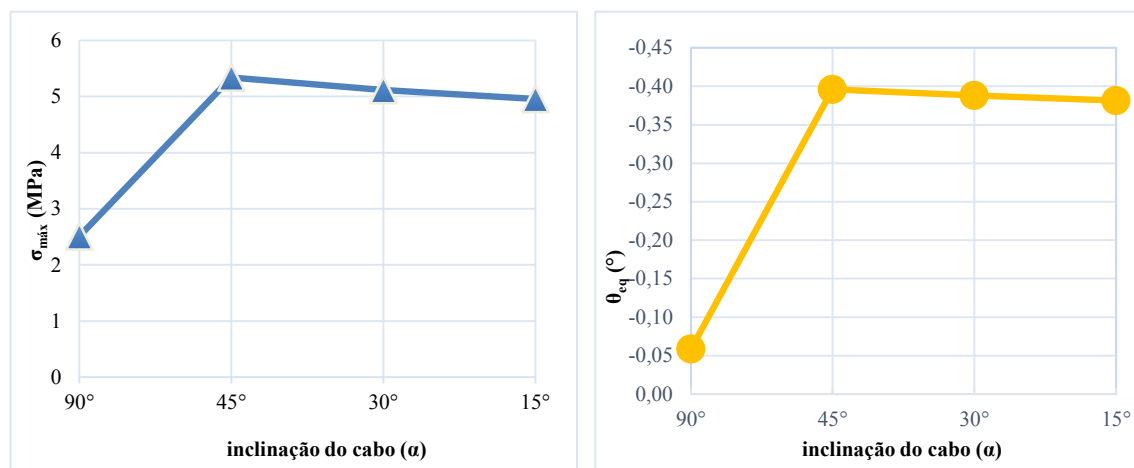
### 4.6.3 Variação da inclinação do cabo

As vigas são simuladas com alças centradas, com excentricidade lateral inicial de  $L/1350$ , sem enrijecimento da alça ( $h_{lift} = 0$ ), sem desvio de alça ( $t=0$ ), porém com balanço ( $a/L$ ) de 20%, visto que é o caso onde há menos instabilidade. A variação da inclinação dos cabos foi adotada em  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  e verticais ( $90^\circ$ ).

O estudo realizado verifica a influência da componente da reação do cabo que é introduzida como um esforço normal que pode contribuir para a instabilidade da viga, acentuando a instabilidade lateral.



Figura 36 – Tensão máxima de tração ( $\sigma_{\text{Máx}}$ ) e giro de equilíbrio ( $\theta_{\text{eq}}$ ) em função da inclinação do cabo



Fonte: Autor (2018)

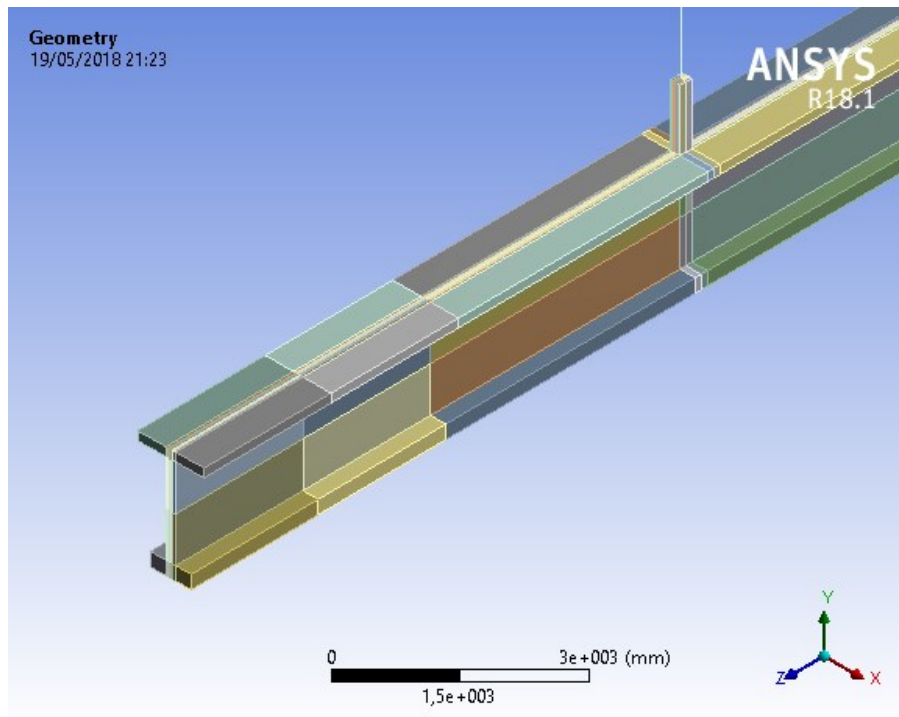
A Figura 36 permite observar que a mudança na inclinação do cabo tem efeito mais expressivo 97% entre as inclinações de 15° e 90° (cabo vertical), na qual as tensões máximas de tração ( $\sigma_{\text{Máx}}$ ) variam em 97% e para o giro de equilíbrio há a diminuição de 88%. Entre as inclinações observadas as variações nas tensões e nos giros de equilíbrio são modestas e com valores mais críticos para o ângulo de 45°.

#### 4.6.4 Variação do enrijecimento da alça

Para avaliar a influência deste parâmetro foi realizada a simulação para valores de enrijecimento da alça ( $h_{\text{lift}}$ ) de 25 cm, 50 cm, 75 cm e 100 cm, com excentricidade lateral inicial de  $L/300$ , cabos retos e balanços ( $a/L$ ) de 20%.

A modelagem do enrijecimento da alça ( $h_{\text{lift}}$ ) foi feita estendendo a altura da alma da viga ( $h_{\text{lift}}$ ), assim como é observado na prática construtiva, onde o enrijecimento da alma é conectado na viga ao longo de toda a altura da seção (Figura 37).

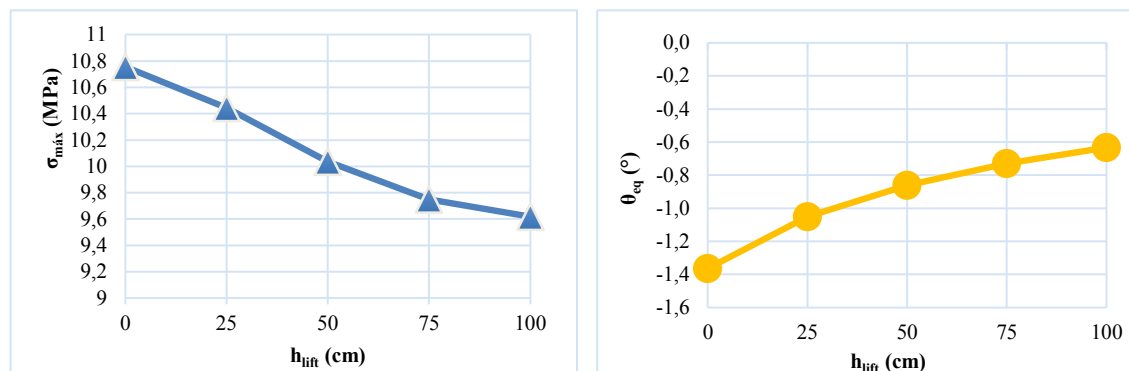
Conforme explicado no Capítulo 3, a inserção de um elemento rígido ( $h_{\text{lift}}$ ) no ponto onde o cabo é içado promove a suspensão do eixo de rotação, conferindo à viga uma maior estabilidade, ou seja, é necessária uma menor rotação para que a viga atinja o equilíbrio.

Figura 37 - Extensão da alma para consideração da presença de barra rígida ( $h_{lift}$ )

Fonte: Autor (2018)

Na Figura 38, ao comparar as vigas sem barras rígidas e com barras de 100 cm de comprimento ( $h_{lift}$ ), pode-se notar a redução de 11% na tensão máxima de tração ( $\sigma_{Máx}$ ) e de 56% na rotação de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ).

A redução na rotação de equilíbrio é bem mais expressiva que a que ocorre na tensão normal, uma vez que a introdução da barra rígida altera diretamente a posição do eixo de giro da viga.

Figura 38 - Tensão máxima de tração ( $\sigma_{\text{Máx}}$ ) e giro de equilíbrio ( $\theta_{\text{eq}}$ ) em função do  $h_{\text{lift}}$  (cm)

Fonte: Autor (2018)

Em todos os casos analisados as tensões máximas ultrapassam o valor de 3,5 MPa ( $f_{\text{ctm}}$ ), porém, a redução das tensões ao inserir a barra rígida com  $h_{\text{lift}}$  de 100 cm é da ordem de 11%.

## 4.7 AVALIAÇÃO DO EFEITO DA PROTENSÃO

Com o intuito de analisar os efeitos da protensão na viga durante o içamento, modelou-se o problema real de uma viga de seção transversal I, elemento estrutural componente de um viaduto localizado em uma rodovia próxima a Oslot, município da Espanha na província de Barcelona. Essa viga foi utilizada por Zhang (2017) em seu estudo de caso (Figura 39).

A viga apresenta um vão total de 45,6 m, com balanços de 2 m de cada lado ( $a/L = 4,4\%$ ), içada por meio de cabos verticais. Foi medida em campo uma excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ) de 90 mm e o desvio das alças ( $t$ ) de 12 mm.

Figura 39 - Viga de uma ponte na Catalonia, Espanha



Fonte: Zhang (2017)

A protensão aplicada foi de 8514 kN – já considerando 15% de perdas no modelo analisado – com o centro de gravidade dos cabos distando 73 cm do centro de gravidade da seção transversal. A resistência característica a compressão do concreto especificada é de 60 MPa.

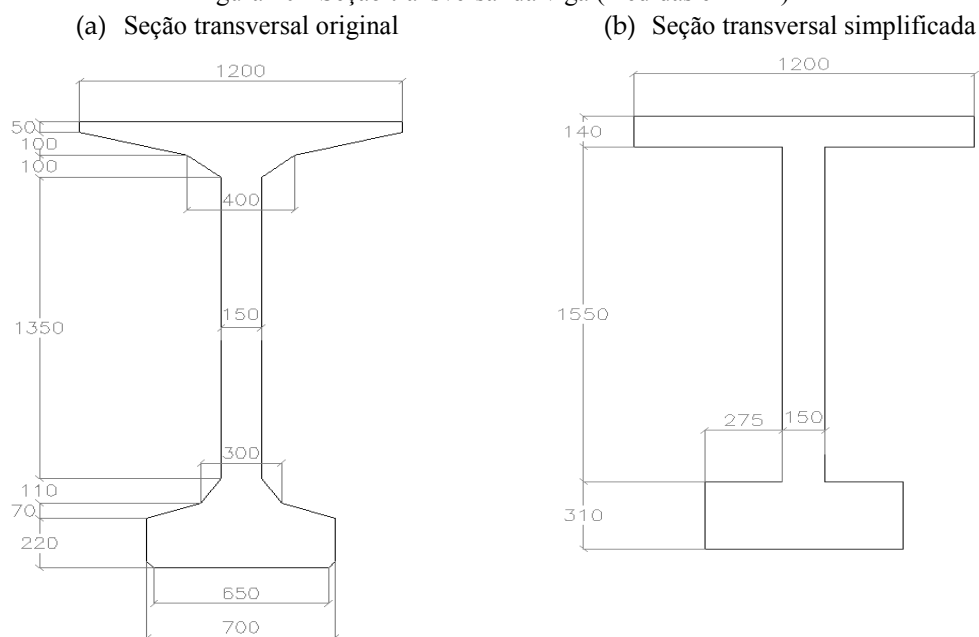
Segundo Zhang (2017), durante o içamento houve um acréscimo na deformação lateral, da ordem de 200 mm, com presença de fissuras no lado esquerdo da aba superior, conforme esperado.

A operação de içamento da viga foi suspensa para reavaliação da estabilidade da viga. Em sequência houve a segunda tentativa, na qual levou-se a viga até o seu posicionamento nas almofadas de apoio dos pilares da ponte. Porém, esta já apresentava uma deformação lateral inicial superior a 300 mm e sem condições de retornar à sua configuração original.

A seção transversal original (Figura 40(a)) também foi simplificada, eliminando as mísulas, para facilitar a modelagem neste trabalho, conforme mostrado na Figura 40(b).

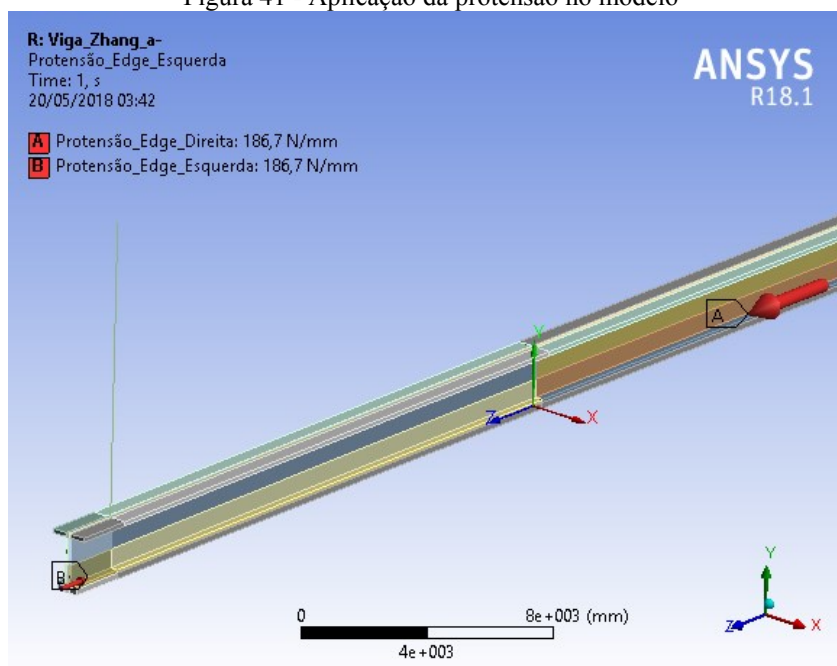
Para a modelagem numérica, a força de protensão foi aplicada com carregamento uniformemente distribuído longitudinalmente na viga, no valor de 186,7 kN/m, conforme ilustra a Figura 41, totalizando o valor de protensão final de 8514 kN.

Figura 40 - Seção transversal da viga (medidas em mm)



Fonte: Autor (2018)

Figura 41 - Aplicação da protensão no modelo



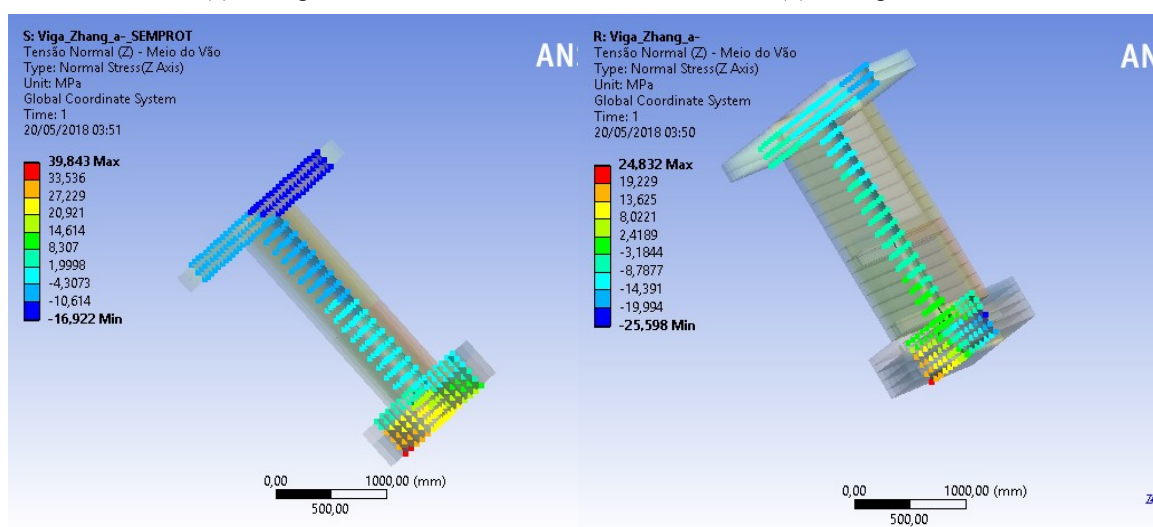
Fonte: Autor (2018)

Foram realizadas as simulações da viga com e sem protensão, com a mesma metodologia de introduzir deslocamentos no apoio fictício inferior até que as reações obtidas nesses vínculos

fossem nulas. Neste caso, para anular a reação de apoio no vínculo, o deslocamento lateral imposto ao mesmo foi de 165,24 mm.

A tensão máxima de tração para o modelo sem a aplicação de protensão foi de 39,8 MPa (Figura 42(a)), superior ao valor obtido com a introdução da protensão, que atingiu 24,8 MPa (Figura 42(b)), apresentando, ambos os casos, rotação de equilíbrio muito parecidas (em torno de 7% de diferença).

Figura 42 - Tensões de tração no meio do vão (MPa)  
(a) sem protensão (b) com protensão



Fonte: Autor (2018)

Então neste caso, com balanços de 0,044L, a protensão ajudou na diminuição das tensões, porém em ambos os casos superou o valor do  $f_{ctm}$  de 4,6 MPa, que implicaria na perda de rigidez e maiores rotações para atingir o equilíbrio.

## CAPÍTULO 5

### ESTUDO DE CASO

#### 5.1 DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

No intuito de aplicar a formulação desenvolvida, bem como utilizar a simulação numérica para quantificar a rotação de equilíbrio, realizou-se um estudo de caso em uma viga em concreto protendido produzida na fábrica da empresa Legran Engenharia, localizada em Uberlândia – MG, que sofreu o colapso durante a fase de içamento.

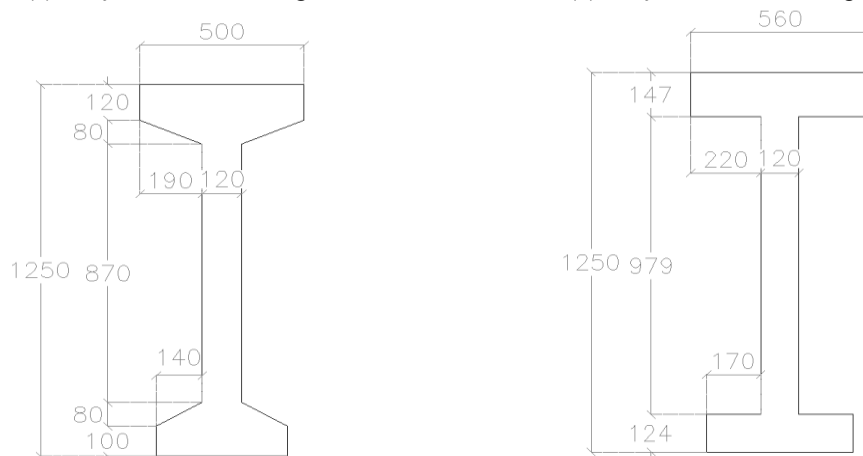
O objetivo do estudo é avaliar a segurança de uma viga em concreto protendido com 28,57m com a geometria da seção mostrada na Figura 43(a). Para facilitar a modelagem numérica e a inserção dos dados geométricos nas formulações simplificou-se a seção transversal retirando-se as mísulas (Figura 43(b)).

No projeto, a viga foi especificada com resistência à compressão do concreto de 40 MPa, aos 28 dias e com resistência à compressão para o içamento, referido no projeto como  $f_{cj}$ , de 24 MPa.

O projeto contém duas alças distando 120 cm e 240 cm da extremidade da viga. A viga foi içada com cabos verticais nas duas alças ( $a/L_{\text{médio}} = 6,3\%$ ), sem enrijecimento da alça ( $h_{\text{lift}}$ ). Durante o içamento, a viga rapidamente apresentou um grande deslocamento lateral, como pode ser visualizado na Figura 44. Foram observadas várias fissuras ao longo da viga, próximas aos terços dos vãos (Figura 45).



Figura 43 - Seção Transversal da viga (Dimensões em mm)  
 (a) Seção transversal original (b) Seção transversal simplificada



Fonte: Autor (2018)

Figura 44 - Viga no estágio inicial do içamento



Fonte: Autor (2018)



Figura 45 - Fissuras ao longo da viga



Fonte: Autor (2018)

Ao continuar a suspensão, a viga se rompeu em três partes, como mostrado na Figura 46.

Figura 46 - Viga armazenada após o colapso



Fonte: Autor (2018)

Para buscar compreender os motivos do colapso da viga, bem como avaliar possíveis soluções para o problema analisado, utilizou-se a modelagem numérica para obter o giro de corpo rígido de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ) e as tensões atuantes na peça durante o içamento. Na análise do estado de fissuração, fez-se uso da formulação proposta para o cálculo da rotação limite ( $\theta_p$ ) e o fator de segurança para fissuração ( $FS_p$ ).

Realizou-se o estudo da viga em seu estado inicial de içamento, no qual houve o colapso do elemento (Viga Original), bem como para as modificações realizadas em obra para contornar o problema de instabilidade: aumento da largura da alma de 12 cm para 18 cm (Viga Modificada 1) e aumento dos comprimentos dos balanços de 1,8 m para 6 m (Viga Modificada 2). No intuito de avaliar a influência do tempo de espera necessário para o içamento após a concretagem da viga, em termos de permitir que o concreto alcance mais resistência, fez-se um estudo hipotético com a viga original, adotando  $f_{cj} = f_{ck} = 40$  MPa (Viga Modificada 3). Um estudo adicional hipotético foi realizado aumentando a largura da mesa superior, ao invés de aumentar a largura da alma conforme foi realizado em campo. Nestes termos aumentou-se a largura da mesa superior para 65 cm (Viga Modificada 4), sendo que a viga original tinha largura de 56 cm.

Assim, ressalta-se neste trabalho que as soluções Viga Modificada 1 e 2 foram realizadas na fábrica. As vigas Modificada 3 e 4 são situações hipotéticas onde a análise da Viga Modificada 3 é somente para verificar a influência do aumento da mesa superior e a Viga Modificada 4 destina-se para a investigação da possibilidade de retardar a data do içamento (Tabela 9).

Tabela 9 - Rotações de corpo rígido para as variações do estudo de caso

Viga	a/L	Largura da Alma	$f_{ck}$	Largura da Mesa Superior
Original	6,3%	12 cm	24 MPa	56 cm
Modificada 1	6,3%	18 cm	24 MPa	56 cm
Modificada 2	21,0%	12 cm	24 MPa	56 cm
Modificada 3	6,3 %	12 cm	24 MPa	65 cm
Modificada 4	6,3%	12 cm	40 MPa	56 cm

Fonte: Autor (2018)

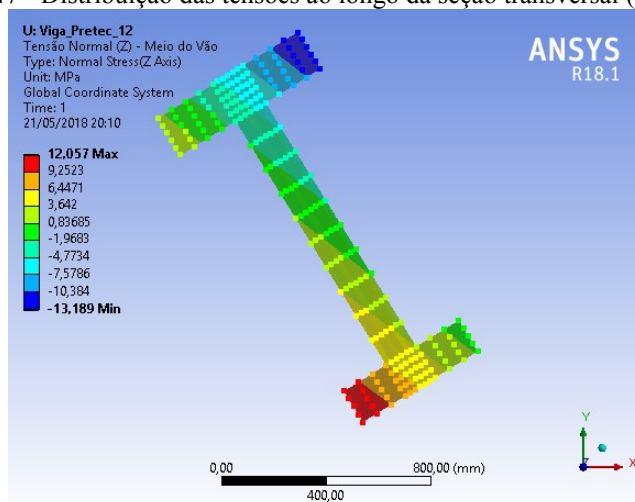
## 5.2 MODELAGEM DA VIGA ORIGINAL

Para a modelagem numérica fez-se necessário a adoção de alguns parâmetros. Como não houve medições em campo no que diz respeito ao desvio transversal da alça ( $t$ ) e a excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ), foram adotados os valores de  $L/500$  para o  $e_i$ , que é um limite intermediário entre os definidos em códigos normativos, 2 cm para o desvio de alça ( $t$ ), número inteiro mais próximo do limite estabelecido pelo PCI (2011) de 2,54 cm e cabos verticais.

A modelagem foi realizada conforme as condições explicitadas no Capítulo 4. Para a obtenção da reação nula nos apoios fictícios foi necessário a imposição de um deslocamento de 192,29 mm.

Nestes termos, as tensões obtidas no meio do vão são apresentadas na Figura 47. A tensão máxima observada é de 12,057 MPa.

Figura 47 - Distribuição das tensões ao longo da seção transversal ( $b=12$  cm)



Fonte: Autor (2018)

A inclinação acentuada da linha neutra mostra que a flexão lateral foi grande, também explicada pela grande rotação de corpo rígido ( $\theta_{eq}$ ) encontrada, no valor de 9,45°.

Para o cálculo do ângulo teórico, a partir do qual inicia o processo de fissuração, realizou-se a aplicação da formulação desenvolvida no Capítulo 3. Na falta de informação sobre a protensão aplicada na viga e visto que no Capítulo 4, há a constatação de que a protensão

não têm grande influência na instabilidade lateral da viga, não foi considerado o efeito de protensão.

Ao substituir os valores do presente problema nas Equações (7) e (8), tem-se as componentes do momento fletor máximo no meio do vão, em cada eixo principal de inércia:

$$M_{pp,x} = A_c \gamma_c \frac{l_a^2}{8} \times \sin \theta = \frac{2568,4 \times 25 \times 10^{-6} \times 2677^2 \times \sin \theta}{8} = 57518,75 \sin \theta \text{ kN.cm}$$

$$M_{pp,y} = A_c \gamma_c \frac{l_a^2}{8} \times \cos \theta = \frac{2568,4 \times 25 \times 10^{-6} \times 2677^2 \times \cos \theta}{8} = 57518,75 \cos \theta \text{ kN.cm}$$

Implicando em tensões (Equações (9) e (10)) iguais a:

$$\sigma_{pp,x} = \frac{M_{pp,x} \frac{b_s}{2}}{I_x} = \frac{57518,75 \times \sin \theta \times \frac{56}{2}}{329807,73} = 4,88 \sin \theta_p \text{ kN/cm}^2$$

$$\sigma_{pp,y} = \frac{M_{pp,y} (h - y_{cg})}{I_y} = \frac{57518,75 \times \cos \theta \times (125 - 66,07)}{5218312,67} = 0,65 \cos \theta_p \text{ kN/cm}^2$$

Em sequência, é realizado o cálculo dos efeitos da reação do cabo na viga (Equação (13)).

$$R_{cabo} = \frac{A_c \gamma_c [(2a) + l_a]}{2 \sin \alpha} = \frac{2568,4 \times 25 \times 10^{-6} \times [(2 \times 180) + 2677]}{2 \times \sin 90^\circ} = 97,5 \text{ kN}$$

Como o cabo de içamento é vertical ( $\alpha = 90^\circ$ ), a componente horizontal da reação do cabo é 0. Assim, pelas Equações (9) e (10), tem-se:

$$\sigma_{cabo,x} = \sigma_{cabo,y} = 0$$

O limite de resistência à tração é dado por (Equação (18)).

$$f_{ctm} = \frac{0,3 \times f_{ck}^{2/3}}{10} = \frac{0,3 \times 24^{2/3}}{10} = 0,25 \text{ kN/cm}^2$$

Substituindo os valores encontrados na Equação (19), tem-se a seguinte expressão:

$$0,25 = 4,88 \sin \theta - 0,65 \cos \theta + (0) \sigma_{prot,n} + (0) \sigma_{prot,n} + (0) \sigma_{cabo,x} + (0) \sigma_{cabo,y}$$

Iterativamente, chega-se a um ângulo  $\theta$  de  $10,35^\circ$ . Para considerar os efeitos do posicionamento de alça, no presente trabalho, foi sugerido um novo termo ( $\theta_{RB}$ ) calculado pela Equação (23).

$$\theta_{RB} = \arctan\left(\frac{t_a}{y_r + y_{oke}}\right) = \arctan\left(\frac{2}{(125-66,07) + 0}\right) = 1,98^\circ$$

Obtém-se a rotação limite para a fissuração (Equação (24)) considerando-se o desvio da alça como desfavorável (t-), como segue:

$$\theta_p = \theta - \theta_{RB} = 10,35 - 1,98 = 8,37^\circ$$

A rotação máxima teórica encontrada para que não ocorra fissuração na peça é de  $8,37^\circ$ , menor do que o giro de corpo rígido ( $9,45^\circ$ ) necessário para o equilíbrio da viga obtido numericamente.

Observa-se resultados satisfatórios para os ângulos obtidos das análises numéricas e analíticas deste trabalho, visto que o ângulo de rotação para equilíbrio da viga é de  $9,45^\circ$  e o ângulo limite de fissuração  $8,37^\circ$ , ou seja, é esperado que a viga inicie o processo de fissuração perdendo rigidez, podendo assim explicar o colapso ocorrido.

De acordo com a Equação (25), a viga apresenta  $FS_p$  de 0,72 provando que a fissuração da viga era esperada. Segundo a Equação (21) proposta por Zhang (2017), o  $FS_{Zhang}$  é de 1,28 também muito próximo do limite, mas mostrando que a formulação proposta neste trabalho está mais ajustada para o problema desse estudo de caso.

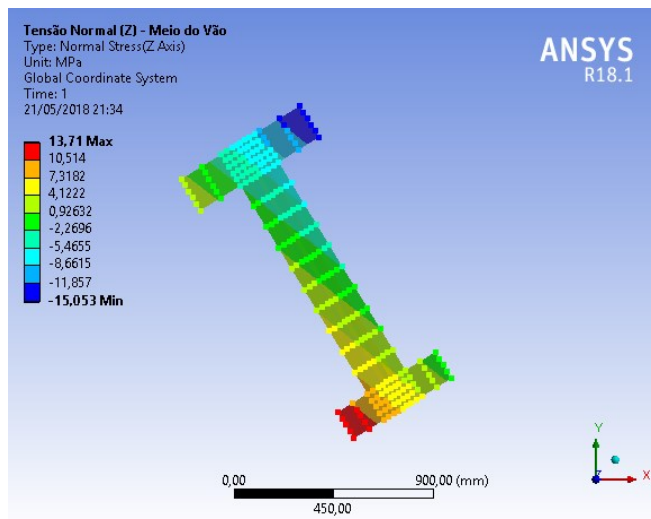
### 5.3 MODELAGEM DA VIGA COM A PRIMEIRA MODIFICAÇÃO

Na fábrica foi tomada a decisão de aumentar 6 cm na espessura da alma, aproveitando uma forma metálica existente (Modificada 1), alterando a espessura total da alma de 12 cm para 18 cm, no intuito de diminuir a instabilidade lateral. Com essa alteração, a operação de içamento foi realizada sem apresentar nenhum problema visível.

Na Figura 48 é possível observar as tensões para a nova seção transversal e que o aumento da espessura da alma da viga, não contribuiu para a diminuição das tensões, aumentando em 13% as tensões de tração na seção do meio do vão.

Quanto à rotação, houve também um aumento no giro de corpo rígido (de  $9,45^\circ$  para  $9,6^\circ$ ), mostrando que somente o aumento da largura da alma da seção não confere mais estabilidade.

Figura 48 - Distribuição das tensões na seção do meio dovão para nova seção transversal ( $b=18\text{cm}$ )



Fonte: Autor (2018)

Aplicando a Equação (24) deste trabalho para a viga com espessura de alma de 18 cm, o ângulo para fissuração aumentou muito pouco, passando de  $8,29^\circ$ , para o caso com  $b=12$  cm, para  $8,37^\circ$ . Da mesma forma, o aumento da largura da alma não contribui para a melhoria na estabilidade lateral do elemento.

A estabilidade encontrada na segunda tentativa de içamento em campo, mantendo o comprimento de balanço da Viga Original, pode ser devida a um maior controle no processo de manufatura após o acidente e também à espera para que o concreto alcançasse mais resistência antes de efetuar o içamento. Não há informações registradas sobre essas questões.

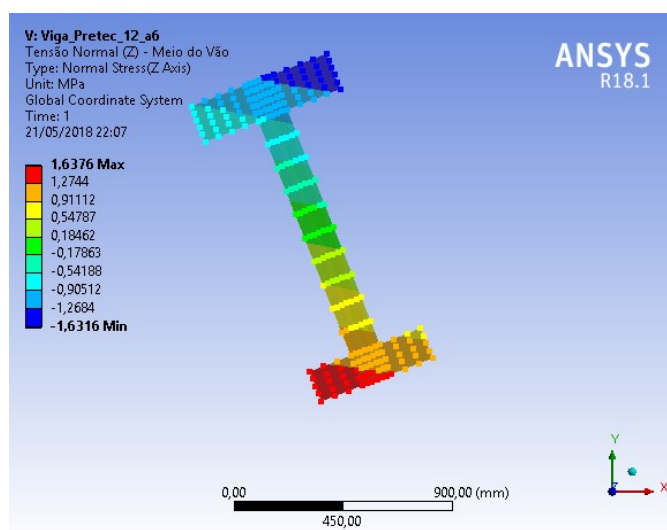
Porém, para não manter uma fôrma com 6 cm a mais de largura da alma, que implicaria em mais custos de produção e transporte, foi realizado o içamento com um balanço de 6 m (Modificada 2), conferindo maior estabilidade a viga, igualmente moldada como a inicial (Viga Original – alma com  $b = 12$  cm).

## 5.4 MODELAGEM DA VIGA COM A SEGUNDA MODIFICAÇÃO

A viga com o balanço de 6 m ( $a/L = 21\%$ ) é modelada nessa seção para verificar as condições de estabilidade. Para zerar as reações nos apoios fictícios foi necessário a imposição de um deslocamento de 44,42 mm.

A distribuição de tensões na seção do meio do vão é mostrada na Figura 49, onde é possível observar que a tensão máxima de tração é de 1,64 MPa, bem menor que o limite normativo de tensão de tração ( $f_{ctm}$ ) de 2,5 MPa, ou seja, não há início de fissuração no elemento.

Figura 49 - Distribuição das tensões na seção transversal do meio do vão para nova relação  $a/L = 21\%$



Fonte: Autor (2018)

Numericamente, é possível observar a redução expressiva das tensões, em torno de 86%, e o giro de corpo rígido obtido foi de  $2,05^\circ$ , redução de 78%.

Segundo a Equação (22), o giro de corpo rígido teórico de fissuração proposto ( $\theta_p$ ) para  $a/L = 21\%$ , é de  $9,08^\circ$  (Viga Modificada 2), ou seja, 15% maior do que o giro de fissuração para a viga com  $a/L = 6,3\%$  (Viga Original).



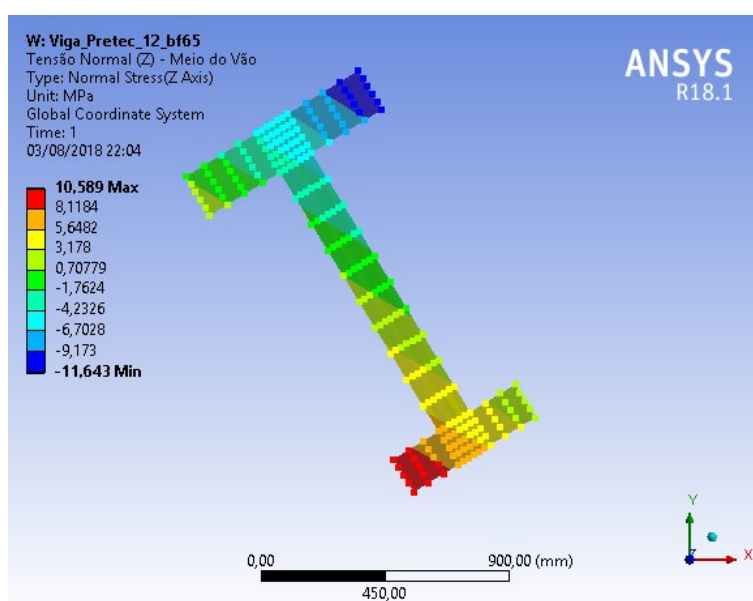
## 5.5 MODELAGEM DA VIGA COM A TERCEIRA MODIFICAÇÃO

A instabilidade lateral está intimamente ligada com a inércia lateral da viga, que por sua vez é altamente sensível às variações da largura das mesas. Sendo assim, foi adicionado 9 cm na largura da mesa original para observar qual a influência no comportamento da distribuição das tensões e nos deslocamentos.

Para simulação foi considerada as condições da Viga Original, sendo 6,3% de balanço, largura da alma de 12 cm,  $f_{ck}$  de 24 MPa e largura da mesa superior de 65 cm, sendo que para a Viga Original era 56 cm.

As tensões obtidas na simulação numérica para a seção do meio do vão são mostradas na Figura 50.

Figura 50 - Distribuição das tensões na seção do meio do vão para nova largura da mesa (65 cm)



Fonte: Autor (2018)

Para a rotação de equilíbrio de corpo rígido ( $\theta_{eq}$ ) obtido foi de  $8,884^\circ$ , implicando em uma redução de 6% em relação ao valor obtido para a Viga Original ( $9,45^\circ$ ).

No cálculo teórico para a Viga Modificada 3, o giro limite de fissuração ( $\theta_p$ ) foi de  $9,08^\circ$ , 8,5% maior do que o obtido o encontrado para a Viga Original ( $8,37^\circ$ ), indicando que a viga com a largura de mesa aumentada tende a iniciar o processo de fissuração com um giro de corpo rígido maior.



A Tabela 10 contém o resumo dos ângulos de corpo rígido obtidos via formulação teórica proposta (Equação 24), numérica e utilizando as planilhas desenvolvidas no trabalho de Plaut e Moen (2013).

Ao aumentar somente a largura da alma é possível observar uma diminuição da estabilidade em todos os métodos utilizados. Isso é explicado pelo fato de que o peso próprio aumenta significativamente, porém o momento de inércia não é afetado na mesma proporção.

Tabela 10 - Rotações de corpo rígido para as variações do estudo de caso

Viga	a/L	Largura da Alma	Largura da Mesa	$\theta_P$ (Teórico)	$\theta_{eq}$ (Numérico)	$\theta_{PM}$ (Plaut e Moen, 2013)
Original	6,3%	12 cm	56 cm	8,37°	9,45°	4,955°
Modificada 1	6,3%	18 cm	56 cm	8,29°	9,60°	4,859°
Modificada 2	21,0%	12 cm	56 cm	9,08°	2,05°	0,029°
Modificada 3	6,3%	12 cm	65 cm	9,08°	8,84°	2,742°
$\theta_P$ é o ângulo limite de rotação para o início da fissuração (Equação 24) $\theta_{eq}$ é a rotação de equilíbrio estático da viga com excentricidade lateral inicial obtido numericamente $\theta_{PM}$ é o ângulo de equilíbrio estático proposto por Plaut e Moen (2013)						

Fonte: Autor (2018)

No modelo teórico modificado neste trabalho (Equação 24), para o aumento da largura da alma (Viga Modificada 1), mantendo o comprimento do balanço, o ângulo limite associado a fissuração da viga diminui de 8,37° para 8,29°. Vale ressaltar que a redução deste ângulo não é desejável, pois indica que a rotação limite para que a viga inicie a fissuração é menor.

No modelo numérico, observa-se que o aumento da largura da alma, mantendo o comprimento do balanço requer um aumento da rotação do meio do vão para a posição de equilíbrio da viga, de 9,45° para 9,60°. Isso significa que a viga gira mais para atingir seu equilíbrio estático, o que também não é desejável.

Porém, na análise segundo a formulação de Plaut e Moen (2013), o aumento da largura da alma, mantendo o comprimento do balanço, implica na redução do giro necessário para promover o equilíbrio da viga, de 4,955° para 4,859°, fato este que pode ser explicado devido às premissas para a construção do modelo de Plaut e Moen (2013), onde o giro de equilíbrio é obtido considerando os efeitos de torção, por meio do coeficiente de empenamento que é proporcional à largura dos elementos (mesa e alma) elevado ao cubo.

A solução Modificada 2 comparada com a solução da Viga Original, resulta em: melhora de 14% na rotação limite de fissuração ( $\theta_p$ ), redução de 99% na rotação necessária para o equilíbrio da viga, segundo por Plaut e Moen (2013), e redução 78% na rotação de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ) obtido numericamente.

Para a solução hipotética, Modificada 3, o aumento da largura da mesa implica em um aumento expressivo na inércia lateral que aumentou em 8,5% o giro limite de fissuração ( $\theta_p$ ) e conferiu a estrutura maior estabilidade diminuindo em 6% o giro necessário para que a viga atinja o equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ).

Segundo a análise de tensões, a tensão máxima de tração na Viga Original é de 12,07 MPa, na viga Modificada 1 é 13,71 MPa, na viga Modificada 2 é 1,64 MPa e na viga Modificada 3 é de 10,59 MPa, mostrando que o aumento da largura da alma não confere ao elemento melhora quanto à instabilidade lateral pois a contribuição na rigidez da viga em relação ao eixo de menor inércia é menor do que o seu efeito no acréscimo do peso próprio.

Por outro lado, a variação do comprimento dos balanços de 6,3% para 21% do vão total, promove uma diminuição de 86% na tensão máxima de tração no meio do vão. Somente a viga Modificada 2 permaneceria em regime elástico-linear onde as tensões máximas de tração não superam o limite de tensão para fissuração ( $f_{ctm} = 2,5$  MPa).

Ainda sobre as tensões máximas de tração, para o aumento da largura da mesa observa-se a diminuição de 12% na tensão máxima de tração, visto que há um aumento significativo na inércia lateral já que seu cálculo é proporcional à largura da mesa elevada ao cubo.

Como o fator de segurança é função dos giros limites de fissuração e dos demais parâmetros geométricos que se mantem constantes em todas as modificações (excentricidade lateral inicial, enrijecimento da ligação entre a viga e o cabo), tem-se a mesma conclusão obtida para os giros limite de fissuração.

O modelo teórico e numérico proposto mostram que o aumento da largura da alma não contribui para a estabilidade do elemento. Tal modificação, para a presença de excentricidade lateral inicial de  $L/300$ , por exemplo, valor respaldado pelo Model Code (2013), e com desvios desfavoráveis mais acentuado das alças, segundo as análises

desenvolvidas poderia aumentar os riscos de instabilidade da viga, implicando em um novo possível colapso.

Também foi possível ratificar a conclusão de que o dimensionamento correto do comprimento do balanço, implica em uma maior estabilidade do elemento, podendo até mesmo suprimir os possíveis efeitos instabilizantes das demais imperfeições inerentes à confecção do elemento.

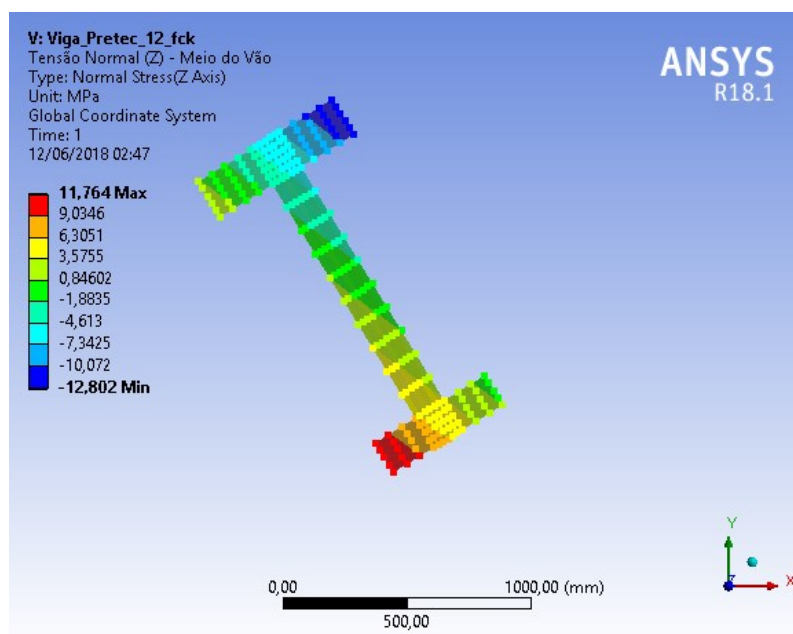
## 5.6 MODELAGEM DA VIGA COM A QUARTA MODIFICAÇÃO

Uma das principais variáveis que torna viável a utilização de elementos pré-moldados é a redução nos prazos de construção, que é diretamente afetado pelo tempo gasto entre a moldagem dos elementos e seu transporte para a obra.

Nestes termos é realizada a simulação hipotética da viga original, que sofreu o colapso com  $f_{cj}$  de 24 MPa, com um  $f_{ck}$  de 40 MPa, mantendo o comprimento do balanço de 1,8 m (6,3% do vão), excentricidade lateral inicial de  $L/500$  e cabos verticais.

A distribuição de tensões normais, obtida numericamente, para a seção transversal do meio do vão é mostrada na Figura 51.

Figura 51 - Distribuição das tensões na seção do meio do vão para novo  $f_{ck}$  (40 MPa)



Fonte: Autor (2018)

Para a rotação de corpo rígido de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ), obtido numericamente, tem-se uma redução, passando de  $9,45^\circ$  (Viga original) para  $8,205^\circ$  (Viga modificada 3).

Segundo o equacionamento proposto na Equação (22) deste trabalho, a rotação limite de fissuração ( $\theta_p$ ) é de  $9,55^\circ$ , 14% maior que o giro encontrado para a Viga Original ( $8,37^\circ$ ).

Em termos de tensão máxima de tração não se observou muita diferença, para a Viga Modificada 4 apresentou uma tensão 2% menor do que a Viga Original.

Supondo que o cronograma da obra permitisse aguardar os 28 dias necessários para que a resistência do concreto atingisse a resistência de 40 MPa, a viga poderia ser içada sem indícios de apresentar problemas de instabilidade lateral, neste caso em análise.

## CAPÍTULO 6

### CONSIDERAÇÕES FINAIS

#### 6.1 CONCLUSÕES

Este trabalho apresenta o estudo do problema de instabilidade lateral no içamento, por meio de análise numérica e teórica. As variáveis consideradas nas análises paramétricas são: comprimento dos balanços ( $a/L$ ), desvios de posicionamento das alças ( $t$ ), excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ), inclinação dos cabos de içamento ( $\alpha$ ), comprimento do dispositivo para enrijecimento da ligação entre a viga e os cabos de apoio ( $h_{\text{lift}}$ ). Realizou-se, ainda, um estudo de caso para uma situação real ocorrida em fábrica, de uma viga que sofreu o colapso durante o içamento.

Para o estudo da rotação limite relativa à fissuração proposta por Zhang (2017), baseada no estudo do equilíbrio desenvolvido por Mast (1994), foram incluídas, neste trabalho, a consideração das seguintes variáveis: cabos inclinados ( $\alpha$ ), desvio da alça ( $t$ ) em relação ao centro da mesa superior e a existência de elemento capaz de suspender o eixo de rotação, tratado como barra rígida ( $h_{\text{lift}}$ ). Desta forma, o presente trabalho propôs a inclusão de uma parcela de giro (Equação (23)) que levasse em consideração o efeito estabilizante ou não das variáveis negligenciadas pela formulação original (Equação (20)), bem como a não simplificação realizada em ângulos pequenos nas funções seno e cosseno (Equação (22)). As mesmas considerações foram feitas para a proposta do fator de segurança (FS) relacionado à fissuração da viga (Equação (24)).

A análise numérica no ANSYS 18.1 desenvolvida neste trabalho permite obter a rotação de equilíbrio no içamento. O principal desafio deu-se em estabelecer um modelo isostático,

visto que durante o içamento os pontos de apoio dos cabos oferecem pouca restrição quanto à movimentação da viga. Para contornar o problema estático, foram inseridos apoios fictícios na seção de apoio de forma que os deslocamentos impostos nesse apoio fossem suficientes para zerar suas reações de apoio, mantendo o modelo fiel às condições reais durante o içamento.

Assim, as principais conclusões para cada parâmetro estudado na viga PCI BT-72 estão agrupadas a seguir:

a) Comprimento dos balanços ( $a/L$ ): No modelo teórico pode-se perceber a grande influência do posicionamento longitudinal das alças no que diz respeito ao giro de corpo rígido máximo antes que a viga comece a fissurar. Para a situação de içamento sem balanços ( $a0\%$ ) e com balanços de  $0,2L$  ( $a20\%$ ) observa-se que a rotação limite relacionada à fissuração aumenta, resultando em um aumento do fator de segurança FS de 34%. No modelo numérico, a diferença obtida é ainda mais expressiva, pois a diferença no giro de equilíbrio foi de  $3,45^\circ$  (acréscimo), com redução de 84% da tensão normal máxima de tração na seção do meio do vão;

b) Desvio das alças ( $t$ ): Na análise teórica, os desvios de posicionamento da alça de içamento mostraram gerar um efeito mais predominante para a situação sem balanços, em torno de 25% para a rotação da seção transversal do meio do vão. Para balanços de  $0,2L$ , esta influência cai para 17%. A mesma tendência é confirmada na análise numérica, quanto maior o balanço, menor é o efeito dos desvios de posicionamento da alça. Para o caso mais crítico, sem balanços e o desvio desfavorável de posicionamento da alça, a rotação necessária para provocar a fissuração ( $\theta_p$ ) é de  $6,50^\circ$ ; já o modelo numérico indica que a viga gira de  $6,92^\circ$  para alcançar a posição de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ), o que resulta em condição de fissuração. Para vigas sem balanços a variação do desvio das alças altera em 30% o valor de  $\sigma_{Máx}$ . Com o aumento do comprimento do balanço, o desvio das alças passa a ter menos influência na variação das tensões máximas de tração. Por exemplo, no caso de vigas com 20% de balanço a diferença da  $\sigma_{Máx}$  entre  $t^+$  e  $t^-$  é de 0,2%;

c) Excentricidade lateral inicial ( $e_i$ ): No modelo teórico ao analisar as extremas excentricidades laterais adotadas,  $L/1000$  e  $L/300$ , há uma variação de 94% no FS e de 74% no ( $\theta_p$ ). Em relação ao modelo numérico para obtenção da rotação de equilíbrio  $\theta_{eq}$  a variação

total é de 350%, e de 62% para a tensão  $\sigma_{M\acute{a}x}$ . Entre as excentricidades de  $L/750$  e  $L/500$ , a diferença do  $\theta_{eq}$  é de 62% e  $\sigma_{M\acute{a}x}$  de 16%, destacando a grande margem existente entre as diretrizes disponíveis;

d) Inclinação do cabo ( $\alpha$ ): É possível perceber que conforme a inclinação do cabo aumenta, em relação a horizontal, diminui a componente horizontal da reação do cabo, melhorando as condições de segurança ao atingir a posição de cabos retos. Para o giro de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ) e a tensão máxima de tração observa-se uma variação brusca entre os cabos verticais ( $\alpha=90^\circ$ ) e os cabos inclinados, cerca de 90% de variação. Ao analisar os valores obtidos para giro de equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ) e a tensão máxima de tração, das diferentes inclinações do cabo, as variações são bem reduzidas.

e) Barra rígida na ligação viga-cabo ( $h_{lift}$ ): Para a variação da altura da barra rígida  $h_{lift}$ , de 0 para 100 cm, tem-se o aumento de 115% no  $FS_p$  e 11% no  $\theta_p$ . Para o modelo numérico,  $\theta_{eq}$  aumenta em 54% e a  $\sigma_{M\acute{a}x}$  em 3%. A redução na rotação de corpo rígido é bem mais expressiva que a das tensões normais, uma vez que a introdução da barra rígida altera principalmente a posição do eixo de giro da viga.

Após finalizada a fabricação de uma viga de grande vão e com riscos de instabilidade durante o içamento, a partir das análises desenvolvidas neste trabalho, recomenda-se medir os desvios existentes tanto de posicionamento das alças como a excentricidade lateral inicial. Uma vez conhecidos estes desvios, para situações críticas, pode ser necessário buscar soluções para aumentar a segurança desta fase transitória, como, por exemplo, o uso de barra rígida para elevar o eixo de giro da viga.

A resistência do concreto no momento do içamento apresenta influência tanto no giro de corpo rígido para fissuração ( $\theta_p$ ), quanto no giro de corpo rígido para equilíbrio ( $\theta_{eq}$ ). Sabendo que a variação na resistência do concreto é mais acentuada nas primeiras idades, é importante que seja feito o estudo de maneira a conciliar o prazo para içamento com o tempo necessário para que o concreto atinja a resistência necessária, para que não haja agravamento dos riscos de instabilidade lateral.

Finalmente, este trabalho mostra a necessidade de conhecer as imperfeições iniciais das vigas pré-moldadas, como medir a excentricidade lateral inicial e os desvios das alças antes

de realizar o içamento. O conhecimento desses desvios de execução torna-se ainda mais necessário para manter a estabilidade do elemento quando a suspensão for realizada sem balanços ou com pequenos balanços, uma vez que estes geram efeito estabilizante capaz de reduzir a interferências geradas pelas imperfeições iniciais.

## 6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Todos os casos foram modelados segundo regime elástico e observa-se que as tensões de tração máxima superaram o limite máximo de resistência ( $f_{ctm}$ ), que implicaria na perda de rigidez devido à fissuração do concreto. Nestes termos, sugere-se um estudo de inclusão da não-linearidade física de forma que seja possível analisar o comportamento da viga entre o estágio de fissuração e colapso.

A análise de protensão foi feita de forma simplificada, avaliando somente seu efeito isolado. Sugere-se que seja feita uma análise paramétrica para vigas protendidas no intuito de avaliar a influência dos diversos parâmetros (excentricidade lateral inicial, desvio de alça, enrijecimento da ligação viga-cabo, inclinação do cabo, balanços e etc.) na instabilidade do elemento.



## REFERÊNCIAS

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE – **ACI 318-14**: Building Code Requirements for Structural Concrete. Michigan, USA, 2014.

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

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS E TÉCNICAS. **NBR 9062**: Projeto e execução de estruturas de concreto pré-moldado. Rio de Janeiro, 2017.

ANSYS. v. 18.1. ANSYS, Inc.

BUREAU OF INDIAN STANDARDS. **IS 456**: Plain and Reinforced Concrete - Code of Practice. 4 ed. New Delhi, 2000.

COJOCARU, R. **Lifting analysis of precast prestressed concrete beams**. 2012. 94 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Civil Engineering, Virginia Polytechnic Institute, Blacksburg, 2012.

COMISIÓN PERMANENTE DEL HORMIGÓN. **EHE-08**: Instrucción de Hormigón Estructural. 3 ed. Madrid, 2009.

EUROPEAN COMMITTEE OF STANDARDIZATION. **EUROCODE 2**: Design of concrete structures – Part 1: General rules and rules for buildings. Brussels: Cen, 2011.

EUROPEAN COMMITTEE OF STANDARDIZATION. **EN 15050+A1**: Precast concrete products - Bridge elements. Brussels, 2012.

---

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON. **Model Code 2010**: First Complete Draft. v.2, Switzerland, 2010.

HURFF, J. B. **Stability of precast prestressed concrete bridge girders considering imperfections and thermal effects**. 2010. 446 f. Tese (Doutorado) - Curso de Civil And Environmental Engineering, Georgia Institute Of Technology, Georgia, 2010.

HURFF, J.; KAHN, L. Lateral-Torsional Buckling of Structural Concrete Beams: Experimental and Analytical Study. **Journal of Structural Engineering**, v. 138, n. 9, p. 1138-1148, sep., 2012. ([https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0000542](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000542))

IMPER, R. R.; LAZLO, G. Handling and shipping of long span bridge beams. **PCI Journal**, v. 32, n. 6, p. 86-101, nov.-dec., 1987. (<https://doi.org/10.15554/pcij.11011987.86.101>)

KRAHL, P. A. **Instabilidade Lateral de Vigas Pré-Moldadas em Situações Transitórias**. 209p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

LIMA, M. C. V. **Instabilidade lateral das vigas pré-moldadas em regime de serviço e durante a fase transitória**. 1995. 181 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1995.

LIMA, M. C. V. **Contribuição ao estudo da instabilidade lateral de vigas pré-moldadas**. 2002. 179 f. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002.

MAST, R. F. Lateral stability of long prestressed concrete beams, Part 1. **PCI Journal**. p. 70-88, fev., 1989. (<https://doi.org/10.15554/pcij.01011989.34.53>)

MAST, R. F. Lateral stability of long prestressed concrete beams – Part 2. **PCI Journal**, v. 38, n. 1, jan.-feb., 1993. (<https://doi.org/10.15554/pcij.01011993.70.88>)

MAST, R. F. Lateral bending test to destruction of a 149 ft prestressed concrete I-beam. **PCI Journal**, v. 39, p.54-62, jul.-aug., 1994. (<https://doi.org/10.15554/pcij.07011994.54.62>)

---

PLAUT, R. H.; MOEN, C. D. **Theory and applications of the lifting of elastic, doubly symmetric, horizontally curved beams**. Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA. Report No. CE/VPI-ST-11/04, dec., 2011.

PLAUT, R. H.; MOEN, C. D. Analysis of Elastic, Doubly Symmetric, Horizontally Curved Beams during Lifting. **Journal of Structural Engineering**, v. 139, n. 1, p. 39-46, jan., 2013. ([https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0000612](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000612))

PCI Bridge Manual, 2nd ed., Prestressed Concrete Institute, Chicago, IL. 2011.

STANDARDS AUSTRALIA LIMITED. **AS 3600-2009**: Concrete Structures. Sydney, 2009.

STRATFORD, T. J.; BURGOYNE, C. J. Lateral stability of long precast concrete beams. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Structures and Bridges**, v. 124, p. 169-180, may, 1999. (<https://doi.org/10.1680/istbu.1999.31383>)

STRATFORD, T. J.; BURGOYNE, C. J.; TAYLOR, H. P. J. Stability design of long precast concrete beams. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Structures and Bridges**, v. 134, p. 159-168, may, 1999. (<https://doi.org/10.1680/istbu.1999.31382>)

STRATFORD, T. J.; BURGOYNE, C. J. The toppling of hanging beams. **International Journal of Solids and Structures**, v. 37, n. 26, p. 3569-3589, jun., 2000. ([https://doi.org/10.1016/S0020-7683\(99\)00059-1](https://doi.org/10.1016/S0020-7683(99)00059-1))

ZHANG, F. **Lateral stability of long precast prestressed concrete girders during transient load situations**. 2017. 69 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Barcelonatech, Universitat Politècnica de Catalunya, Barcelona, 2017.