

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DE FALHA EM CORRENTES DE
COMPENSAÇÃO PARA ELEVADORES

por

Carlos Frederico Spézia Zanella

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, dezembro de 2017

ESTUDO DE FALHA DE CORRENTES DE COMPENSAÇÃO PARA ELEVADORES

por

Carlos Frederico Spézia Zanella

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
ENGENHEIRO MECÂNICO
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Profa. Thamy Cristina Hayashi
Coordenadora do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: **Mecânica dos Sólidos**

Orientador: Prof. Ignacio Iturrioz

Comissão de Avaliação:

Prof. Ignacio Iturrioz

Prof. Juan Pablo Raggio Quintas

Prof. Walter Jesus Paucar Casas

Porto Alegre, 18 de dezembro de 2017.

Agradeço aos meus pais, pelo amor e educação dados. Agradeço à minha família e amigos que sempre me apoiaram ao longo da graduação. Agradeço ao meu orientador, Ignacio Iturrioz, pelo apoio e confiança. Agradeço à COMGRAD e a todos funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica. Agradeço à empresa Thyssenkrupp Elevadores por possibilitar a realização deste trabalho.

ZANELLA, C. F. S. **Estudo de falha em correntes de compensação para elevadores**. 2017. 20. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2017.

RESUMO

Elevadores são, atualmente, os meios de transporte verticais mais utilizados em edificações. Para acompanhar o constante crescimento da população mundial e o avanço exponencial da tecnologia em diversas áreas, elevadores necessitam ser cada vez mais rápidos e eficientes. Um elevador convencional é composto, basicamente, de carro; contrapeso; máquina; cabos de aço. Em elevadores de alto percurso e alta velocidade, se faz necessária a utilização de correntes de compensação para balancear o peso dos cabos. Estas não necessitam atender nenhum critério de segurança por norma, sendo dimensionadas conforme decisão do fabricante. Relatos de diversas correntes rompidas surgiram entre 2016 e 2017. Uma corrente rompida, em queda livre, apresenta grande risco, podendo atingir o teto do elevador. O objetivo deste estudo é analisar a causa de falha em correntes de compensação, utilizando três abordagens: excesso de carga (ensaios de tração); defeitos de fabricação (análise metalográfica); e vida em fadiga (análise de tensões e cálculo de fadiga). Foram utilizados, para este trabalho, três trechos de corrente rompidas, denominadas CAMPINAS, PORTO ALEGRE e BAHIA. Por meio dos ensaios de tração, foram obtidos valores de carga de ruptura dez vezes maiores que os de carga de trabalho. A análise metalográfica apontou falta de penetração na solda na corrente BAHIA e defeitos na região de solda na corrente CAMPINAS que poderiam originar trincas. Antes da avaliação de vida em fadiga nas correntes, foram obtidas as tensões na região da solda. Para isso, o elo foi modelado e simulado em duas e três dimensões utilizando o método dos elementos finitos e foi analisado como uma viga hiperestática. Os resultados obtidos nas três análises apresentaram variações de aproximadamente 2% entre si. O cálculo de vida em fadiga foi feito utilizando dois métodos: o método convencional Tensão – Vida e o método alternativo apresentado na norma norte-americana API 579, recomendado para componentes com solda sem tratamento. O primeiro método resultou em vida infinita para os três elevadores, enquanto o segundo método estimou um tempo de vida de 6,93 anos, 2,54 anos e 9,14 anos para os elevadores CAMPINAS, PORTO ALEGRE e BAHIA, respectivamente. Com este estudo, conclui-se que a falha nas correntes ocorreu por fadiga e pode ter sido acelerada pela presença de defeitos de fabricação.

PALAVRAS-CHAVE: elevador, correntes de compensação, análise de falha, fadiga

ZANELLA, C. F. S. **Study of failure in compensation chains for elevators**. 2017. 20. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2017.

ABSTRACT

Elevators are, currently, the most common means of vertical transportation used on buildings. In order to accompany the continuous growth on the world's population and the exponential growth of technology, elevators need to adapt, becoming faster and more efficient. The conventional elevator's main components are: car, counterweight, traction machine, and steel ropes. On high-rise and high-speed elevators, the usage of compensation chains becomes mandatory to balance the weight of the steel ropes. These chains don't need any safety evaluation criteria on Brazilian elevator standards, being projected according to manufacturer's standards. Reports of numerous chain failures have arisen between 2016 and 2017. A broken chain, on free fall, is a great risk, as it may hit the elevator's roof. The purpose of this study is to analyze the reason behind the compensation chain's failure using three different approaches: failure by overload (traction tests); defects on the weld (metallography); and fatigue life (tension analysis and fatigue calculation). For this work, three broken chains' segments were used and named CAMPINAS, PORTO ALEGRE and BAHIA. By doing traction tests, breaking loads ten times bigger than the working load were obtained. The metallography pointed out lack of penetration in the welding process on elevator BAHIA and weld defects on the chain link of elevator CAMPINAS that could nucleate a crack. Before the fatigue life evaluation, values for stress on the weld region were obtained. To this end, the chain links were modelled and simulated in two and three dimensions using the finite elements method and were analyzed as hyperstatic beams. The stress results obtained from the three approaches differed about 2% from each other. The fatigue life calculation was made on two different methods: the conventional Tension – Life method and an alternative method presented by the north American standard API 579, recommended for welds in “as-welded” conditions. The first method resulted on infinite life. Meanwhile, the second method estimated a lifetime of 6,93 years, 2,54 years and 9,14 years for the elevators CAMPINAS, PORTO ALEGRE and BAHIA, respectively. With this study, it is concluded that the failure on chain links occurred by fatigue and might have been accelerated by the presence of manufacturing defects.

KEYWORDS: elevators, compensation chain, failure analysis, fatigue

ÍNDICE:

1	INTRODUÇÃO	1
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	2
2.1	Soldagem por flash-butt	2
2.2	Análise metalográfica	2
2.3	Estrutura isostática, hiperestática, princípio do trabalho virtual e método das forças	2
2.4	Método dos elementos finitos e estado plano de tensão/deformação	2
2.5	Fadiga.....	3
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
4	METODOLOGIA.....	4
4.1	Análise de ruptura por sobrecarga	4
4.2	Análise de defeitos de fabricação	4
4.3	Análise de ruptura por fadiga	4
4.3.1	Análise de tensões na região de solda	5
4.3.2	Cálculo de número de ciclos	5
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	6
5.1	Análise de sobrecarga.....	6
5.2	Análise de defeitos de fabricação	7
5.3	Análise de tensões e verificação da vida em fadiga	9
5.3.1	Análise de tensões na região de solda	9
5.3.2	Cálculo da vida em fadiga do elo	12
6	CONCLUSÕES	15
7	REFERÊNCIAS.....	15
	ANEXOS	16
A.	CORREÇÃO DA TENSÃO E CÁLCULO DA ESPESSURA DO ESTADO PLANO	16
B.	CÁLCULO DO TEMPO DE VIDA DAS CORRENTES.....	17
C.	IMAGENS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO E ANÁLISE METALOGRAFICA	18
D.	DETALHAMENTO DE CÁLCULO DO MODELO DE VIGAS	19
E.	AÇÕES DE CORREÇÃO E CONTENÇÃO	20

1 INTRODUÇÃO

Com o crescimento exponencial da população mundial, cada vez mais se fazem necessárias formas rápidas e eficientes de transporte de pessoas. Sejam trens, aviões ou até mesmo esteiras, estes equipamentos devem ser capazes de acompanhar a evolução da tecnologia e as crescentes demandas de fluxo de passageiros. Para transporte em edificações, o elevador ainda é o meio mais eficiente de se alcançar diferentes pavimentos.

Um elevador convencional é uma plataforma fechada suspensa por cabos de aço. Estes cabos passam por uma polia motriz, conectada a um motor elétrico, e vão até o contrapeso. A função do contrapeso é de balancear o peso do elevador, diminuindo a potência elétrica necessária para impor movimento ao sistema e, assim, permitindo o uso de motores menores. O espaço designado ao elevador e seus componentes é chamado de caixa de corrida. A classificação de sistemas de elevadores convencionais pode ser atribuída a duas características: à posição do motor elétrico (prédios com ou sem casa de máquinas) e ao sistema de tração (tração direta ou redução de 2 para 1). Os elevadores eram, até meados de 2017, meios de transportes unidirecionais [Thyssenkrupp, 2017].

Prédios classificados na indústria de elevadores como de alto percurso (acima de aproximadamente 75 metros de altura) são projetados de forma muito diferente quando comparados a prédios pequenos, de até 15 andares. Uma grande diferença no projeto é a presença indispensável de correntes de compensação. A massa necessária de cabos de aço é diretamente proporcional ao tamanho dos prédios e à redução do sistema de tração, podendo chegar a 500 kg. Em situações nas quais o elevador e o contrapeso encontram-se nos respectivos fins de curso, toda a massa de cabos é adicionada a apenas um dos lados da polia motriz, gerando uma necessidade maior de potência. A função da corrente de compensação é análoga à do contrapeso com a diferença de que a massa a ser balanceada é a dos cabos de aço. A Figura 1.1 apresenta um elevador convencional com sistema de tração direta e os seus principais componentes.

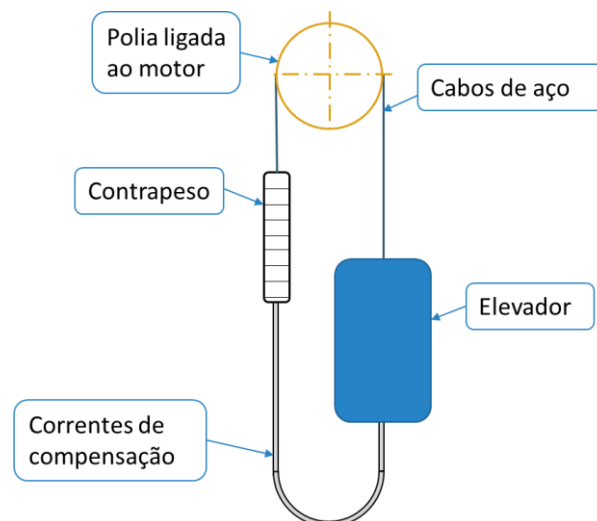


Figura 1.1: Principais componentes do sistema de tração de um elevador convencional de tração direta.

A corrente de compensação é composta de elos de aço envoltos por uma capa de borracha para proteção contra impactos. Os diferentes modelos utilizados em elevadores variam na geometria do elo e da borracha protetora, resultando em valores diferentes de massa por metro de comprimento. O processo de fabricação das correntes de compensação desse estudo não segue nenhuma orientação de norma. Um trecho de corrente e o resumo do processo de fabricação é apresentado na Figura 1.2.



Figura 1.2: Processo de fabricação das correntes de compensação.

De acordo com o fabricante, periodicamente, amostras de corrente são submetidas a ensaios de flexão cíclica e validadas após 3 milhões de ciclos no equipamento sem apresentar deterioração física ou alteração significativa em suas dimensões.

De 2015 até 2017, foram registradas falhas nas correntes em diversos lugares do Brasil. As falhas têm ocorrido próximas às extremidades do elevador e do contrapeso. Além de ser uma falha de projeto, caso o rompimento das correntes ocorra na situação em que o contrapeso se encontra na posição superior da caixa de corrida, existe a possibilidade de causar um acidente com graves consequências. A corrente rompida, em queda livre, pode atingir o teto do elevador de tal forma a causar danos graves ao equipamento e colocando em risco os passageiros que se encontram dentro dele. O teto é apenas dimensionado para suportar uma carga pontual de 1000 N em sua superfície sem apresentar deformações permanentes [ABNT NM NBR 207, 1999].

Neste contexto, este trabalho tem como objetivo compreender melhor as falhas em correntes de compensação com intuito de agir para conter o problema. Os objetivos específicos deste estudo são:

- Analisar a possibilidade de falha por sobrecarga através de ensaios de tração;
- Analisar a qualidade do processo de fabricação pela análise microestrutural da solda;
- Validar métodos alternativos de obtenção de tensões para os elos de corrente;
- Verificar a vida em fadiga das correntes utilizando diferentes metodologias.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 Soldagem por flash-butt

A solda por flash é um tipo de solda de resistência elétrica que não utiliza material de adição. As duas faces a serem soldadas são separadas e as peças são conectadas a uma fonte de potência que gera uma corrente elétrica. O espaço entre as duas superfícies gera uma resistência que funde o material. Após atingir a temperatura desejada, as duas partes são pressionadas entre si. Isto faz com que parte da seção seja extrudada para fora da geometria da peça. Esse processo de solda é utilizado, principalmente, em trilhos de trem e elos de corrente.

2.2 Análise metalográfica

Análise metalográfica é a análise macroscópica (a olho nu ou em lentes de baixo aumento) e microscópica (em lentes de alto aumento) da estrutura de materiais metálicos. A metalografia pode ser utilizada para identificar as diferentes estruturas cristalinas de metais, identificar inclusões ou defeitos no material, analisar superfícies de falha e, também, estimar a porcentagem de ligas metálicas. Para tal, é necessária a preparação da amostra, o que envolve embutimento, lixamento, polimento e ataque químico com ácido. Um ácido comum utilizado em aços para a revelação da microestrutura é o Nital 2%.

2.3 Estrutura isostática, hiperestática, princípio do trabalho virtual e método das forças

Estruturas isostáticas são aquelas que possuem um número igual de graus de liberdade e restrições. Nestes casos, a solução é única e pode ser obtida resolvendo somente as equações de equilíbrio. As propriedades mecânicas e geométricas da estrutura não influenciam nos resultados de esforços e tensões.

Estruturas hiperestáticas são estruturas nas quais o número de restrições supera o número de graus de liberdade. A solução do sistema é obtida utilizando as equações de equilíbrio em conjunto com as relações constitutivas. Estas vinculam as tensões com as deformações e estabelecem as relações entre deformação e deslocamento.

O princípio dos trabalhos virtuais (PTV) é uma forma alternativa da equação de equilíbrio, através da qual é possível determinar reações e deslocamentos em estruturas hiperestáticas. Maiores detalhes sobre a sua aplicação podem ser encontrados na bibliografia de Popov, 2003.

2.4 Método dos elementos finitos e estado plano de tensão/deformação

O método dos elementos finitos é muito utilizado em diversos problemas de engenharia e em diversas áreas, como transferência de calor, mecânica dos fluidos e mecânica dos sólidos. O método consiste em modelar um domínio e segmentá-lo em subdomínios, chamados de elementos. As equações diferenciais constitutivas condizentes com o domínio se transformam em um sistema de equações algébricas acopladas, que é processado computacionalmente.

Estado plano de tensão ou deformação é um modelo simplificado bidimensional, no qual ou as deformações ou as tensões podem ser observadas somente em um plano. No caso de estado plano de deformações (EDP), este modelo pode representar domínios onde uma dimensão (eixo z) é muito maior do que as outras duas (eixos x e y). No EPD, as condições de contorno não variam na direção simplificada. Em situações onde se aplica o estado plano de tensões (EPT), uma das dimensões (eixo z) é muito menor do que as outras duas (eixos x e y). Neste caso, as condições de contorno variam somente no plano $x - y$.

2.5 Fadiga

Fadiga é o fenômeno pelo qual se nucleiam descontinuidades num componente devido à ação de cargas oscilantes. A falha por fadiga é dividida em três estágios. Primeiro, a nucleação da trinca, na qual a microestrutura do material sofre transformações produzindo um defeito cujo comportamento é estudado na mecânica da fratura. A segunda etapa é a fase de propagação subcrítica da fissura, em que a trinca, já nucleada, cresce até atingir um tamanho crítico, entrando no terceiro estágio. Neste, a trinca atingiu um tamanho a partir do qual o seu crescimento se torna instável ou a área remanescente não suporta as cargas aplicadas. Para que a falha mecânica por fadiga ocorra, é necessário que três fatores estejam presentes, simultaneamente: solicitações dinâmicas; tensões de tração suficientemente altas e deformações plásticas.

Existem três métodos de abordar problemas de fadiga para a obtenção do tempo de vida em utilização. O método *Tensão-Vida*, também conhecido como método *S-N*, relaciona a variação de tensão com o número de ciclos por meio de uma lei exponencial que varia conforme a situação. Esta metodologia é utilizada quando a variação de tensão é baixa e o número de ciclos é alto. Um método similar ao *S-N* é o método ϵ -*N*, que relaciona a variação de deformação plástica com o número de ciclos. O método ϵ -*N* é aplicado em situações onde o componente é submetido a variações de tensão e deformação altas durante um número de ciclos baixo. Estes dois métodos estudam o primeiro estágio da fadiga até a nucleação do defeito. O terceiro método propõe uma relação empírica entre a velocidade de crescimento da fissura (da/dN) e o incremento do fator de intensidade das tensões na fissura (ΔK). A forma mais simples de expressar essa relação é $da/dN = C\Delta K^m$, onde C e m são constantes que dependem do material e da relação entre tensões máxima e mínima. Este método permite modelar o segundo estágio da fadiga (crescimento subcrítico da fissura). Mais informações sobre os métodos apresentados podem ser encontradas em livros clássicos de fadiga. [Moura et al, 1986; Suresh, 1991].

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Alguns trabalhos relacionados a correntes de aço utilizadas em transporte de carga foram consultados para este trabalho. Al-Fadhalah, 2010, analisou correntes padrões de norma utilizadas no transporte de veículos militares. No caso estudado, o elo da corrente tinha 16 mm de diâmetro e a sua fabricação seguia instruções da norma ASTM A391, a qual exige um alívio de tensões após o processo de solda e que seja feito um tracionamento da corrente até metade de sua carga de ruptura. É dito que, a este nível de carga, ocorrem deformações plásticas na corrente, gerando tensões residuais compressivas após o término do procedimento. Estas tensões aumentam significativamente a vida útil do equipamento em fadiga. Por meio de ensaios, o autor obteve valores de tensão de ruptura de 800 MPa para ambos material base e zona afetada pela solda. Contudo, os corpos de prova da região de solda apresentaram uma deformação quatro vezes menor que a deformação do material base. As correntes estudadas foram usinadas para remover o excesso de material oriundo do processo de soldagem somente na superfície externa e, realizando uma análise metalográfica, foi possível detectar falhas na região não usinada. Com o estudo, conclui-se que as principais causas da falha foram os defeitos de solda e a fadiga de baixo ciclo.

Kim, 2010, motivado pelo alto índice de acidentes industriais na Coreia do Sul, investigou os efeitos de diferentes tipos de instalação de corrente por meio de uma inspeção da fratura e de uma análise utilizando o método dos elementos finitos. Na primeira configuração de instalação, a corrente sofre carga predominante de tração e, na segunda configuração, o efeito da flexão tem maior influência. Em seu trabalho, utilizou o software ANSYS para computar a simulação. Pela análise da fratura, foi concluído que a falha ocorreu por sobrecarga. O elo da corrente foi modelado no software em três dimensões e foram utilizados dois planos de simetria na simulação. Através da análise de tensões, observou-se valores de tensão 2,5 vezes maiores quando a flexão é predominante e foi concluído que a forma de instalação é crítica para a segurança.

Pacheco estudou, em 2003, correntes de aço utilizadas na indústria de óleo e gás em plataformas de petróleo. Em seu trabalho, estudou a formação de tensões residuais em correntes quando aplicadas cargas acima dos valores de trabalho. Para isso, modelou os elos de corrente utilizando três planos de simetria e obteve os campos de tensões utilizando o método dos elementos finitos em um modelo sem contatos. As correntes estudadas, diferente das correntes de compensação de elevadores, recebem um tratamento térmico após o processo de solda. Ao fim de seu estudo, Pacheco concluiu que a presença de tensões residuais compressivas nos elos da corrente aumenta significativamente a vida útil desses equipamentos e que a magnitude das tensões residuais geradas e o impacto que elas têm na vida em fadiga variam muito com o comportamento do material na região plástica.

4 METODOLOGIA

O presente trabalho avaliou três possíveis causas para a falha das correntes: defeitos no processo de fabricação da corrente; excesso de carga; e falha por cargas cíclicas. Baseado nisso, a metodologia desse estudo é subdividida em três áreas – uma para cada aspecto analisado. Um resumo da metodologia é apresentado na Figura 4.1 de forma esquemática.

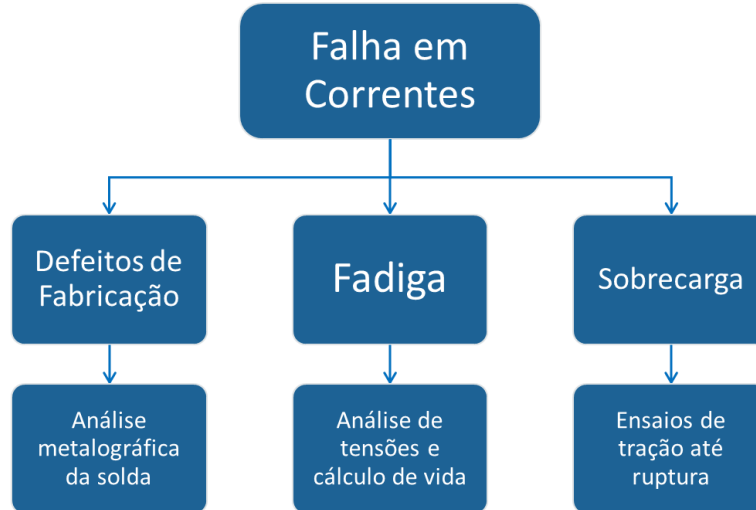


Figura 4.1: Esquemática da metodologia utilizada na análise de falhas em correntes.

4.1 Análise de ruptura por sobrecarga

Para a análise de ruptura por sobrecarga em correntes, foram comparadas as cargas de trabalho aplicadas com os valores de carga máxima fornecida pelo fabricante. Como as correntes são suspensas entre elevador e contrapeso e não têm contato com nenhum outro equipamento, a carga de trabalho foi obtida, simplesmente, pelo peso das correntes. A força máxima de trabalho encontra-se nas extremidades onde as correntes são fixadas e ocorre quando o carro ou o contrapeso se encontram no último pavimento.

Como o fabricante não forneceu informações sobre a origem dos valores informados de força de ruptura, visando verificar a sua veracidade, trechos de correntes rompidas em campo foram segmentadas em corpos de prova e tracionados até ruptura em laboratório. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF – UFRGS) em uma máquina servo-hidráulica de tração da marca MTS com capacidade de até 100 kN. Cada amostra era composta de aproximadamente 7 elos de corrente, sendo dois deles utilizados para fixação na máquina de tração. Com os resultados, foi feita uma média aritmética da carga de ruptura entre os 5 corpos de prova e este valor foi comparado com o valor informado em catálogo.

4.2 Análise de defeitos de fabricação

Um segundo aspecto levantado como possível causa de falha das correntes foram defeitos no processo de fabricação, mais especificamente, na soldagem. O processo – resumido na Figura 1.2 – não inclui nenhum tipo de tratamento para aumentar a qualidade da solda. A falta deste torna a zona afetada pelo calor mais frágil e suscetível à corrosão e à fadiga, podendo influenciar drasticamente nos outros mecanismos de falha. Outro fator que exerce influência na qualidade da solda são os filetes externos causados pela extrusão do material. A norma britânica BS 1843, 1990, recomenda que, para a obtenção de uma solda por flash com maior qualidade, deve-se usinar estes excessos de material, devido à grande probabilidade de conterem defeitos. Foram analisados elos das correntes utilizadas nos ensaios de tração. Estes elos foram cortados e embutidos em baquelite para visualização ao microscópio. O ácido utilizado para a revelação da microestrutura na amostra íntegra foi Nital 2%.

4.3 Análise de ruptura por fadiga

O terceiro aspecto escolhido como causa para a falha em correntes foi a falha por fadiga. Nos três casos estudados, a falha ocorreu próxima às extremidades da corrente, região que sofre a maior variação de carga: de aproximadamente zero até todo o peso da corrente.

Para estudar o comportamento da corrente sob cargas cíclicas, foram feitas simulações estruturais do elo para obter os valores de tensão na região de solda, os quais foram utilizados em dois métodos distintos de cálculo de vida útil de componentes mecânicos.

4.3.1 Análise de tensões na região de solda

Previamente à aplicação dos métodos de cálculo de fadiga, foi necessária a obtenção das tensões de trabalho dos elos na região de interesse. Para isso, os elos estudados foram modelados e simulados computacionalmente em duas e três dimensões, e analisados como vigas, sendo calculados de forma analítica, tratando-os como estruturas hiperestáticas. Na simulação bidimensional, foi feita uma correção para o estado plano de tensões. Os três resultados foram comparados. As simulações foram realizadas utilizando o software *ABAQUS*, o qual permite modelar e simular sólidos utilizando o método dos elementos finitos. A Figura 4.2 esquematiza a comparação.



Figura 4.2: Abordagens de análise de tensões na solda.

4.3.2 Cálculo de número de ciclos

Obtidos os valores de tensão para a região de solda dos elos, foi possível calcular o número de ciclos de carregamento que cada corrente teria suportado antes da falha. Foram utilizadas duas metodologias de cálculo nesse estudo: a metodologia clássica, que vincula tensões com o número de ciclos [Shigley, 2011], e a metodologia norte-americana “Fatigue Assessment for Welds – Elastic stress analysis” [API-579, 2007].

O método convencional de cálculo utiliza fatores que minoram a resistência ao escoamento de um material para chegar em um limite de resistência à fadiga, abaixo do qual o componente analisado passa a ter vida infinita. No caso de aços, as curvas de fadiga atingem um patamar horizontal em aproximadamente 10^6 ciclos de carregamento. Os fatores redutores de resistência aplicados levam em consideração o acabamento superficial da peça, a temperatura do ambiente, o tipo de carregamento, a dimensão da peça e a confiabilidade desejada. Um fator adicional é utilizado também para efeitos variados, como corrosão e frequência das cargas.

O American Petroleum Institute apresenta dois métodos de cálculo de vida em fadiga. O primeiro método é similar ao método clássico de Tensão – Vida. Fatores redutores são aplicados em valores extraídos de curvas experimentais, as quais representam o comportamento de amostras polidas e sem juntas. As curvas de fadiga deste método, quando aplicados os fatores redutores, podem ser utilizadas para representar componentes soldados. Similar ao método convencional, o primeiro método da norma norte-americana prevê um patamar de vida infinita. O segundo método proposto pela norma é utilizado somente em situações nas quais o componente possui junta soldada e esta não recebe nenhum tipo de tratamento. O cálculo deste faz uso de fatores redutores relacionados a qualidade da solda, temperatura e agressividade do ambiente externo. São feitas, também, correções da tensão de trabalho com respeito às dimensões da peça, à natureza do carregamento, a tensões/deformações não lineares e à curva de histerese do material. Nesse caso, o banco de dados experimental é alimentado com ensaios em amostras soldadas. Para este estudo, foi utilizado o método de cálculo para juntas soldadas. O procedimento utilizado em ambos os métodos é ilustrado no fluxograma da Figura 4.3.

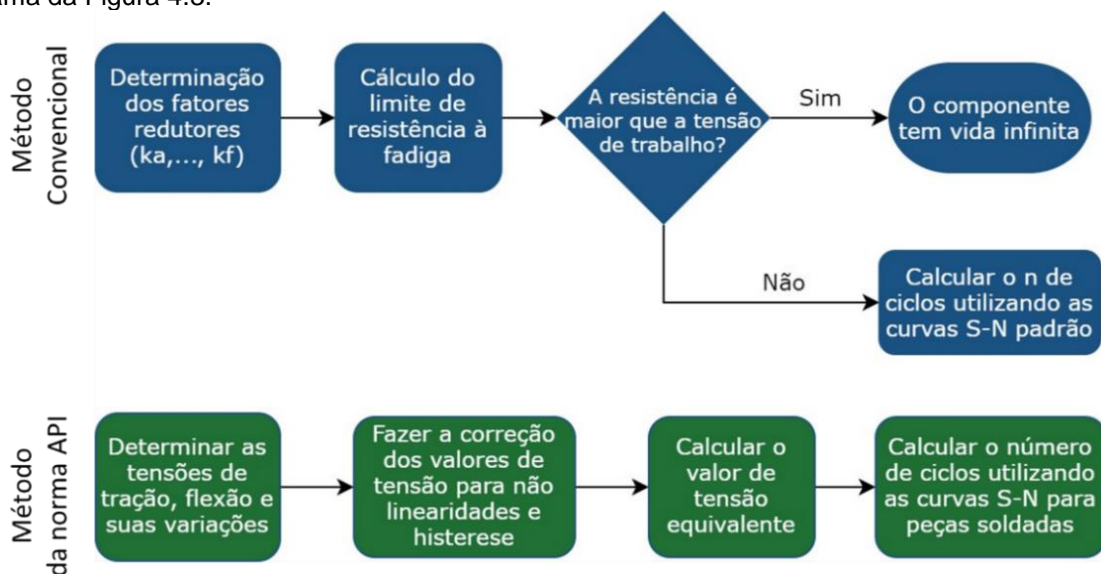


Figura 4.3: Fluxograma de ambos os métodos para cálculo de vida útil em fadiga.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Foram escolhidos três elevadores para serem analisados nesse trabalho, referenciados como Campinas, Porto Alegre e Bahia, devido aos seus lugares de origem. Um resumo com as principais características destes elevadores é apresentado na Tabela 5.1.

Tabela 5.1: Resumo das principais características dos três elevadores.

Elevador	Capacidade [kg]	Velocidade [m/s]	Tração	Densidade linear [kg/m]	Diâmetro do elo [mm]	Peso da corrente [kg]
Campinas	750	1,5	2:1	1,5	5,5	103,5
Porto Alegre	1200	3,0	2:1	2,2	7,0	181,8
Bahia	1500	1,75	2:1	2,2	7,0	123,5

As propriedades mecânicas do aço informadas pelo fabricante foram tensão de escoamento de 500 MPa e tensão máxima de 545 MPa. Baseado nestes valores, foi assumido como material um aço AISI 1030 conformado a frio. Os resultados são apresentados de forma análoga à metodologia, sendo subdivididos em três capítulos e a discussão é feita dentro de cada um deles. Imagens adicionais dos ensaios de tração e da análise metalográfica são apresentadas no Anexo D.

5.1 Análise de sobrecarga

A Figura 5.1 apresenta três amostras utilizadas nos ensaios. Os resultados de deslocamento máximo e carga máxima obtidos nos ensaios de tração são apresentados na Tabela 5.2. A média dos valores de carga máxima e os valores fornecidos em catálogo são apresentados na Tabela 5.3.



Figura 5.1: Corpos de prova utilizados nos ensaios de tração da corrente.

Tabela 5.2: Resultados obtidos nos ensaios de tração.

Amostra	Deslocamento Máximo [mm]	Carga Máxima [kN]
Campinas - 1	20,55	18,33
Campinas - 2	21,99	17,27
Campinas - 3	20,30	17,78
Porto Alegre - 1	3,15	19,73
Porto Alegre - 2	3,90	22,20
Porto Alegre - 3	5,56	23,38
Porto Alegre - 4	3,10	21,22
Porto Alegre - 5	8,00	26,36
Bahia - 1	5,46	19,23
Bahia - 4	5,54	18,99
Bahia - 5	4,77	18,32

Tabela 5.3: Média e desvio padrão das forças de ruptura e forças de ruptura do catálogo.

Elevador	Média dos Ensaios [kN]	Desvio Padrão [kN]	Força de Ruptura de Catálogo [kN]
Campinas	17,79	0,53	17,6
Porto Alegre	22,58	2,50	23,5
Bahia	18,85	0,47	23,5

Os resultados das amostras Campinas 4 e 5 e Bahia 2 e 3 foram desconsiderados nesse estudo, visto que, nessas amostras, a ruptura ocorreu no elo fixado à máquina de tração no início do ensaio. Todas as amostras apresentaram ruptura na região de solda. A partir da Tabela 5.2, percebe-se que os valores encontrados em laboratório se aproximam dos valores informados em catálogo e que eles devem ter sido obtidos de forma similar aos deste estudo.

Dois efeitos foram observados nestes resultados. Primeiro, os valores encontrados nos ensaios para as amostras do elevador Bahia estavam abaixo dos fornecidos pelo fabricante. Isto pode ser justificado pelo fato de que a corrente utilizada nos ensaios pode já ter sido comprometida pela ação de fadiga e/ou corrosão, por ser a corrente com maior tempo de utilização dentre os três. Segundo, observou-se uma variação muito grande de deslocamento máximo entre as amostras, principalmente comparando Campinas com as demais. Isto pode indicar que as amostras de Campinas possuíam uma solda de melhor qualidade quando comparadas com as de Porto Alegre e Bahia.

Nota-se que os valores de peso da corrente (ver Tabela 5.1) chegaram a ser dez vezes menores do que os de carga de ruptura informados pelo fabricante e os obtidos por meio de ensaios. Estes resultados indicaram que a falha nas correntes não ocorreu por sobrecarga.

5.2 Análise de defeitos de fabricação

Para a inspeção de defeitos, duas amostras de elo de corrente foram submetidas à análise: uma amostra íntegra cortada transversalmente à seção (para verificar a qualidade da solda e a presença de defeitos) e uma amostra rompida, inspecionada na seção de ruptura (para identificar o mecanismo de falha). A Figura 5.2 ilustra os planos de corte utilizados na avaliação. A amostra escolhida para ser inspecionada conforme o plano 1 foi a BAHIA – 5, por ter apresentado um valor baixo de carga de ruptura e deslocamento. A análise microestrutural em microscópio óptico feita no plano 2 foi feita em um elo íntegro do corpo de prova Campinas – 1 e se concentrou nas regiões da solda.

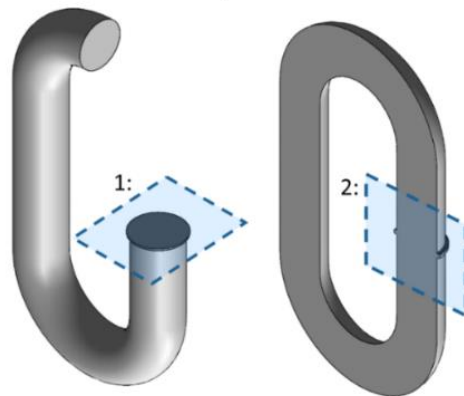


Figura 5.2: Planos de corte utilizados na análise metalográfica.

A Figura 5.3 apresenta ambas as superfícies de falha obtidas, no plano 1, para o corpo de prova. Destacou-se, em amarelo, a região onde teria ocorrido o início da falha. A seção do elo foi dividida em três regiões: A, B e C. Na região A, foram observadas linhas paralelas que não caracterizam o tipo de carregamento aplicado nas correntes, mais visíveis no lado 2. As linhas foram classificadas como consequência do processo de corte das barras que ocorre após o processo de trefilação. A presença dessas marcas na superfície de falha indicou que não houve penetração da solda na região A. O defeito da solda foi aumentando gradativamente na região B, até chegar na região C onde ocorreu a falha do elo.

A Figura 5.4 apresenta o corte do elo no plano 2, já embutido, indicando a região soldada, de material base e as regiões onde foram analisadas as microestruturas (circuladas em amarelo). Foi observado, neste corpo de prova, uma penetração completa da solda para o plano de corte utilizado, o que não garante uma penetração completa em toda a seção do elo. Foi possível ver, com auxílio das linhas tracejadas vermelhas, que as duas extremidades do elo não ficaram concêntricas após soldadas, o que induz um efeito de concentração de tensão. A Figura 5.5 a) e b) apresentam as regiões externas 1 e 2, respectivamente. Em ambas as regiões destacadas foram encontradas falhas que poderiam originar trincas caso submetidas a cargas cíclicas.

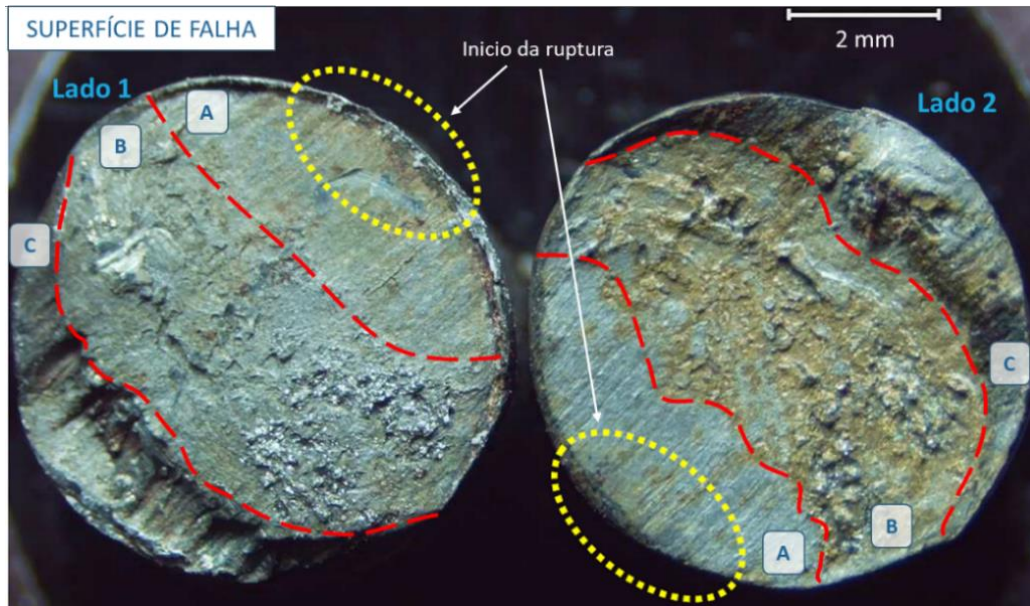


Figura 5.3: Superfícies de falha da amostra BAHIA - 5, onde são observadas as regiões A, B e C.

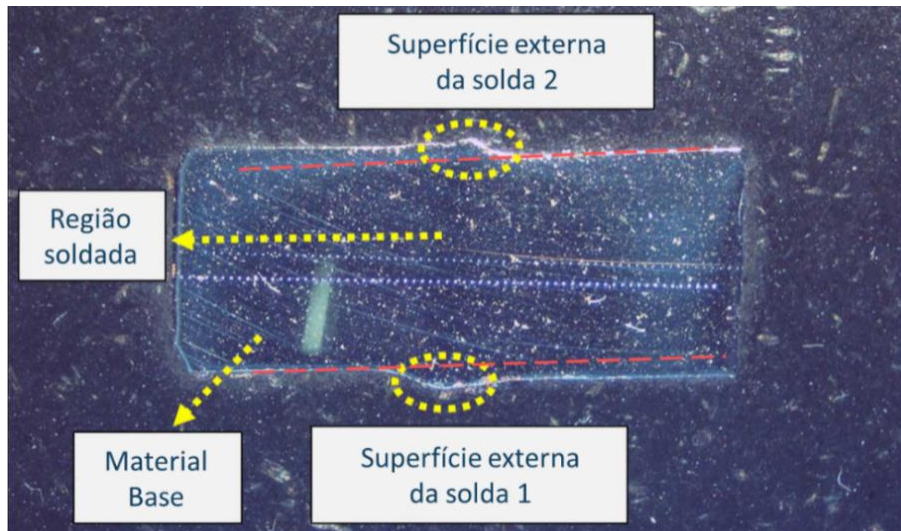


Figura 5.4: Principais regiões observadas na amostra CAMPINAS - 1, submetida à análise microestrutural.



Figura 5.5: Superfícies externas de solda 1 e 2, apresentando defeitos na solda.

5.3 Análise de tensões e verificação da vida em fadiga

5.3.1 Análise de tensões na região de solda

A seguir, são apresentados três modelos de diferentes níveis de complexidade utilizados na análise tensional do elo: modelo de elementos finitos bidimensional, modelo de vigas e modelo de elementos finitos tridimensional. As forças utilizadas são os valores de peso das correntes apresentados na Tabela 5.1.

Modelo bidimensional

O elo foi modelado com um plano de simetria na região de solda. As condições de contorno aplicadas foram de simetria no eixo vertical. Um sólido indeformável foi adicionado ao modelo para representar o elo adjacente ao analisado, e neste, foi aplicada a força. Foi utilizado o modelo de estado plano de tensões. O desenvolvimento da relação entre a seção retangular do modelo e a seção circular do elo é apresentado no Anexo A. A malha foi gerada utilizando um elemento quadrilátero de estado plano de tensões denominado de CPS4R, com quatro nós. Os detalhes do modelo e da malha são apresentados na Figura 5.6.

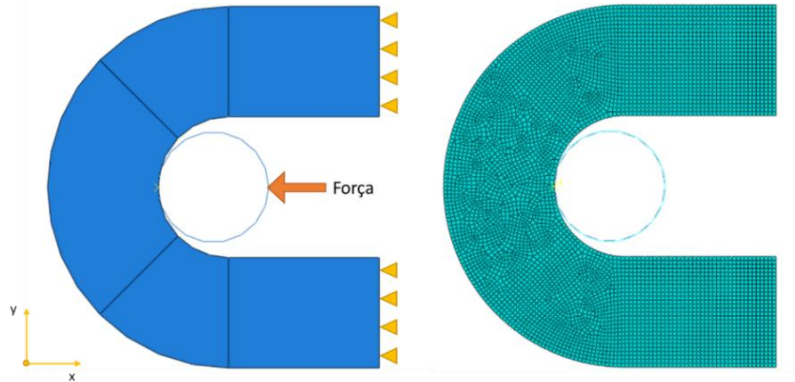


Figura 5.6: Modelo e malha utilizados na simulação bidimensional dos elos de corrente.

Os resultados em termos de tensão de Von Mises e máxima tensão principal são apresentados na Figura 5.6. Os valores máximos de tensão normal principal observados na região soldada para os três elevadores são apresentados na Tabela 5.4.

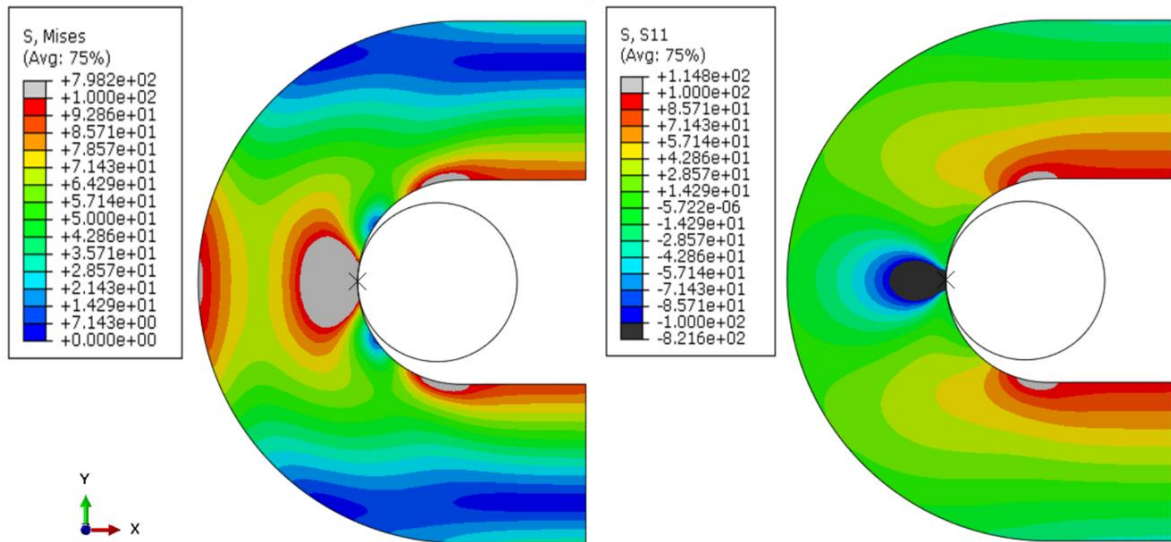


Figura 5.7: Valores de tensão de Von Mises (esquerda) e tensão normal principal (direita) para o elevador Porto Alegre.

Tabela 5.4: Valores de tensão normal principal obtidos na simulação em duas dimensões.

Elevador	$\sigma_{Normal-Principal}$ [MPa]
Campinas	67,01
Porto Alegre	83,97
Bahia	57,08

Simulação tridimensional

Análogo à simulação bidimensional, o elo foi modelado com um plano de simetria e a força foi transmitida através de um sólido indeformável representando o elo adjacente. O elemento utilizado para gerar a malha foi o C3D10, elemento tetraédrico quadrático de 10 nós. O modelo utilizado e a malha gerada são apresentados na Figura 5.8. Os resultados de tensão de Von Mises e tensão máxima principal são apresentados na Figura 5.9.

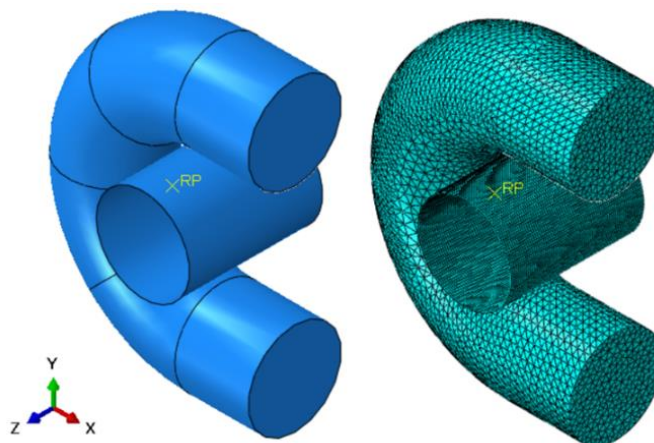


Figura 5.8: Modelo e malha utilizados na simulação tridimensional dos elos de corrente.

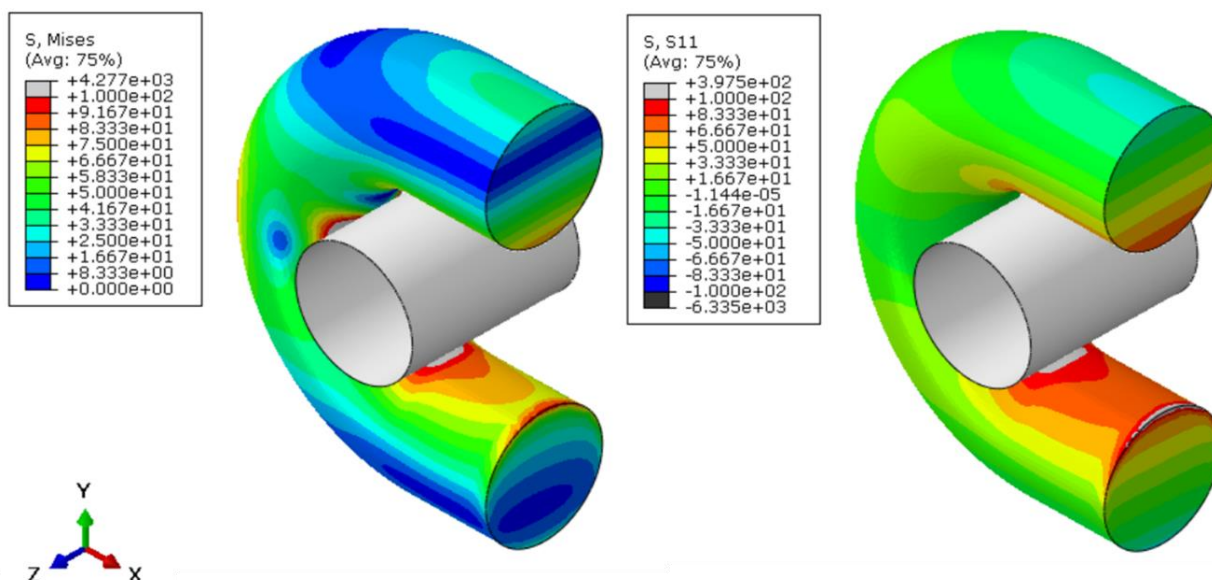


Figura 5.9: Distribuição de tensão de Von Mises (esquerda) e tensão normal principal (direita) para o elevador Bahia.

A distribuição de tensões apresentou comportamento similar à simulação bidimensional, com tensões máximas na região de contato e a presença predominante do efeito da flexão na região da solda. Os valores máximos de tensão normal principal observados na região soldada para os três elevadores são apresentados na Tabela 5.5.

Tabela 5.5: Resultados de tensão normal principal máxima na região da solda.

Elevador	Tensão Normal [MPa]
Campinas	65,34
Porto Alegre	82,14
Bahia	55,84

Modelo de vigas

Semelhante aos dois métodos apresentados acima, o elo foi analisado com um eixo de simetria na região da solda. Desta forma, por meio da obtenção das reações de apoio, foi possível calcular o valor de tensão. O elo foi analisado como uma viga hiperestática, as restrições aplicadas foram as condizentes com a simetria e a força foi aplicada pontualmente no centro da estrutura. A Figura 5.10 ilustra o estudo realizado.

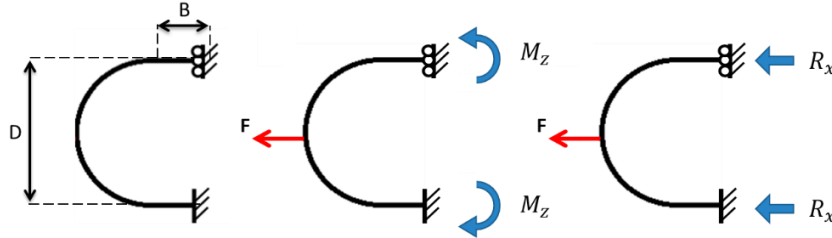


Figura 5.10: Modelo de vigas utilizado na representação do elo de corrente.

Utilizou-se da linha de centro da seção do elo como referência geométrica para obtenção dos termos B e D. As reações de apoio foram obtidas utilizando o método das forças. O desenvolvimento do cálculo realizado é detalhado no Anexo D. O equacionamento final é apresentado nas equações 5.1 a 5.5.

$$R_x = \frac{F}{2} \quad (5.1)$$

$$M_z = \frac{a_3 * R_x - a_1}{a_2} \quad (5.2)$$

Onde R_x é a reação no eixo horizontal e M_z é a reação de momento. Os termos a_1 , a_2 e a_3 são variáveis intermediárias utilizadas no cálculo do momento fletor, apresentados a seguir.

$$a_1 = F * \left(\frac{D^2}{2EI} * \left(B + \frac{\pi D}{16} + \frac{D}{4} \right) + \frac{1}{EA} * \left(B + \frac{\pi D}{8} \right) + \frac{H}{GA} * \left(\frac{\pi D}{8} \right) \right) \quad (5.3)$$

$$a_2 = \frac{D}{EI} * \left(B + \frac{\pi D}{4} \right) \quad (5.4)$$

$$a_3 = \frac{D^2}{EI} * \left(B + \frac{\pi D}{16} \right) + \frac{1}{EA} * \left(2B + \frac{\pi D}{4} \right) + \frac{H\pi D}{4AG} \quad (5.5)$$

Os termos E , G , I , A e H são, respectivamente, o módulo de elasticidade do material (206 GPa), o módulo de cisalhamento do material (80 GPa), o momento de inércia da seção do elo em m^4 , a área da seção do elo em m^2 e o fator de forma de Timoshenko ($32/27$) para seções circulares. Não se fez necessária a utilização de uma abordagem de vigas curvas para calcular as tensões, visto que a seção analisada faz parte do trecho linear do elo. A partir das reações, foi calculada a tensão normal na região interna do elo, conforme equação 5.6.

$$\sigma_{normal} = \sigma_{tração} + \sigma_{flexão} = \frac{F}{A} + \frac{M}{I}r \quad (5.6)$$

Onde r é o raio da seção circular do elo. Os valores das duas reações e da tensão normal calculada são apresentados na Tabela 5.6.

Tabela 5.6: Valores das reações e da tensão normal na seção da solda.

Elevador	Rx [N]	Mz [N.m]	σ_{normal} [MPa]
Campinas	507,67	0,73	66,31
Porto Alegre	891,73	2,02	83,24
Bahia	605,77	1,37	56,54

Os valores resultantes dos três métodos são compilados e apresentados no gráfico da Figura 5.11. Por necessitar o menor número de simplificações, os resultados do modelo tridimensional foram adotados como referência e os erros em relação a eles são apresentados na Tabela 5.7. Para os três elevadores, o menor resultado encontrado foi o obtido na simulação em três dimensões, seguido do cálculo analítico e do modelo bidimensional. Os valores se mostraram muito próximos, dadas as simplificações feitas.

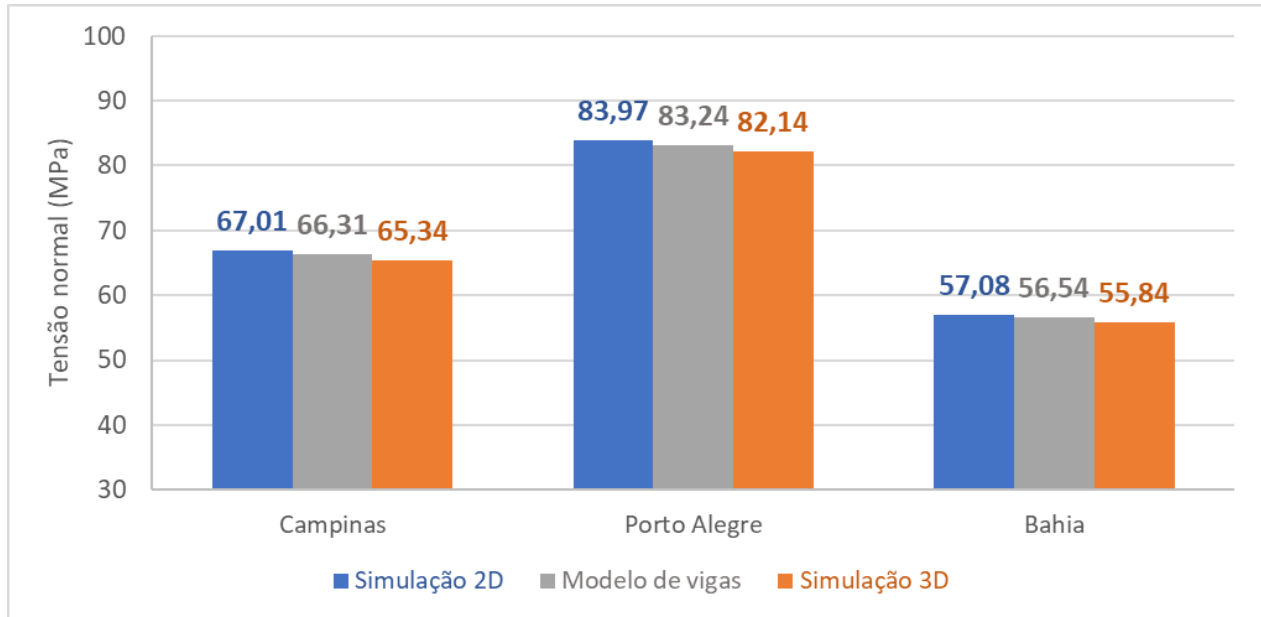


Figura 5.11: Gráfico de comparação entre os três métodos de cálculo de tensão.

Tabela 5.7: Erro calculado da simulação bidimensional e para o modelo de vigas.

Elevador	Erro da Simulação 2D	Erro do Modelo de vigas
Campinas	2,55%	1,48%
Porto Alegre	2,22%	1,34%
Bahia	2,22%	1,25%

5.3.2 Cálculo da vida em fadiga do elo

Os dois métodos de cálculo de vida em fadiga são apresentados abaixo. As tensões escolhidas para a análise foram as da simulação bidimensional.

Método convencional

A variação de carga nos elos da corrente foi considerada como um carregamento repetido, no qual a tensão mínima é zero e a tensão média é a metade da tensão máxima e é igual à amplitude da tensão. No método convencional de cálculo de número de ciclos, os valores de tensão obtidos são convertidos em uma tensão reversa equivalente e essa tensão é comparada com o limite de resistência à fadiga. A obtenção deste limite é feita aplicando fatores redutores da tensão de escoamento do material, conforme equação 5.7.

$$S_e = 0,5 * \sigma_e * k_a * k_b * k_c * k_d * k_e * k_f \quad (5.7)$$

Onde S_e é o limite de resistência a fadiga, σ_e é a tensão de escoamento do material de 440 MPa e os termos k_a a k_f são os fatores redutores. O fator k_a diz respeito ao acabamento superficial do material e é calculado através da equação 5.8.

$$k_a = a * \sigma_R^{-b} \quad (5.8)$$

Os termos a e b são dados de tabela [Shigley, 2011] e variam com o processo de fabricação do material. Para um aço trefilado a frio, eles assumem os valores de 4,51 e 0,265, respectivamente. σ_R é a tensão de ruptura de 525 MPa. Estes valores resultaram em $k_a = 0,857$. Por apresentar esforços de flexão, fez-se necessária a utilização de um diâmetro equivalente no cálculo do fator geométrico k_b . O diâmetro equivalente para uma seção circular é de 0,37 vezes o diâmetro original da seção, resultando em um valor menor do que o mínimo indicado para este fator (de 2,79 mm). Sendo assim, admitiu-se $k_b = 1$. O terceiro fator aplicado leva em conta o tipo de carregamento, por ser um caso onde há presença de flexo-tração, foi utilizado $k_c = 0,85$. Os fatores k_d e k_f , relacionados a temperatura e efeitos diversos, respectivamente, foram considerados iguais a 1. Para 99% de confiabilidade nos resultados, o último fator foi definido como $k_e = 0,814$. Com esses fatores, foi obtida a tensão limite de resistência à fadiga:

$$S_e = 130,56 \text{ MPa} \quad (5.9)$$

O critério de falha por fadiga utilizado na obtenção da tensão reversa equivalente foi o critério de Goodman, por ser o mais conservador. A conversão feita é apresentada na equação 5.10.

$$\sigma_{rev} = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_R}} \quad (5.10)$$

Os termos σ_{rev} , σ_a e σ_m são, respectivamente, a tensão equivalente reversa, a amplitude da tensão e a tensão média. Os valores das tensões reversas são apresentados na Tabela 5.8 para cada elevador.

Tabela 5.8: Valores de tensão reversa equivalente para cada elevador.

Elevador	$\sigma_m = \sigma_a$ [MPa]	σ_{rev} [MPa]
Campinas	33,51	35,79
Porto Alegre	42,00	45,65
Bahia	28,53	30,16

Os três elevadores apresentaram tensões equivalentes reversas inferiores ao limite de resistência à fadiga, o que indica que as correntes possuiriam vida infinita quando submetidas a essas condições de carregamento.

Método API-579

Para a primeira etapa da metodologia norte americana, foram identificadas as tensões oriundas de esforços normais trativos, de esforços de flexão e as suas variações. A partir delas, foram calculadas as tensões médias para cada elevador. A tensão de tração foi obtida dividindo a força pela área da seção (equação 5.11). Para a tensão de flexão, a parcela oriunda da tração foi descontada da tensão obtida na simulação bidimensional (equação 5.12).

$$\sigma_t^e = \frac{F}{A} \quad (5.11)$$

$$\sigma_f^e = \sigma_{simulação} - \sigma_t^e \quad (5.12)$$

O índice sobrescrito 'e' indica tensão linear e os índices subscritos 'f' e 't' indicam tensão de flexão ou tração. Assumindo as tensões mínimas iguais a zero, as variações de tensão de flexão e de tração são iguais aos seus valores máximos. Utilizando variação de tensão, calculou-se a variação de deformação através das equações 5.13 e 5.14. A Tabela 5.9 apresenta os valores obtidos na primeira etapa de cálculo.

$$\Delta\sigma^e = \Delta\sigma_f^e + \Delta\sigma_t^e = \sigma_f^e + \sigma_t^e \quad (5.13)$$

$$\Delta\varepsilon^e = \frac{\Delta\sigma^e}{E} \quad (5.14)$$

Tabela 5.9: Resultados da primeira etapa de cálculo pela norma API.

Elevador	σ_t^e [MPa]	σ_f^e [MPa]	$\Delta\sigma^e$ [MPa]	$\Delta\varepsilon^e$
Campinas	21,37	45,64	67,01	0,033%
Porto Alegre	23,17	60,83	83,97	0,041%
Bahia	15,74	41,31	57,08	0,028%

A segunda etapa apresentada pelo método aplica duas correções nos valores de tensão: uma devido à não-linearidade das tensões e deformações, utilizando um modelo de histerese, e a outra relacionada à fadiga de baixo ciclo. Para a primeira correção, as equações 5.15 e 5.16 foram resolvidas simultaneamente, obtendo as tensões equivalentes não lineares.

$$\Delta\sigma * \Delta\varepsilon = \Delta\sigma^e * \Delta\varepsilon^e \quad (5.15)$$

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 * \left(\frac{\Delta\sigma}{C_{css}} \right)^{1/ncss} \quad (5.16)$$

Os termos C_{css} e $ncss$ são parâmetros obtidos em tabela disponibilizada pela norma. Para o metal de solda de um aço carbono, seus valores são de 695 MPa e 0,11, respectivamente. A segunda correção é feita na equação 5.17, onde ν é o coeficiente de Poisson do material (0,29 para o aço estudado). Os valores obtidos na segunda etapa de cálculo são apresentados na Tabela 5.10.

$$\Delta\sigma_{corrigida} = \left(\frac{E}{1 - \vartheta^2} \right) * \Delta\varepsilon \quad (5.17)$$

Tabela 5.10: Resultados da segunda etapa de cálculo pela norma API.

Elevador	$\Delta\sigma$ [MPa]	$\Delta\varepsilon$	$\Delta\sigma_{corrigida}$ [MPa]
Porto Alegre	67,01	0,033%	73,16
Campinas	84,02	0,041%	91,69
Bahia	57,08	0,028%	62,29

A primeira correção feita, relacionada à histerese do material, não resultou em diferenças significativas nos valores de tensão. Isso pode ser explicado pela grande distância entre os valores de tensão de trabalho e tensão de escoamento do material. Na etapa três, calculou-se a variação de tensão equivalente utilizando a equação 5.18.

$$\Delta S_{eq} = \frac{\Delta\sigma_{corrigida}}{t_{ess}^{-\frac{1,6}{7,2}} * I_{ss} * f_M} \quad (5.18)$$

Onde ΔS_{eq} é a variação de tensão equivalente em MPa/mm , t_{ess} é a espessura efetiva em mm , I_{ss} é o fator de correção da tensão estrutural e f_M é o fator de correção da tensão média. O valor de t_{ess} para dimensões menores que 16 mm é definido como $t_{ess} = 16 mm$. Os fatores de correção foram calculados com as equações 5.19 a 5.22.

$$f_M = (1 - R)^{1/3,6} \quad (5.19)$$

$$R = \sigma_{min}/\sigma_{max} \quad (5.20)$$

$$I_{ss} = \frac{1,23 - 0,364 * R_f - 0,17 * R_f^2}{1,007 - 0,306 * R_f - 0,178 * R_f^2} \quad (5.21)$$

$$R_f = \frac{|\Delta\sigma_f^e|}{|\Delta\sigma_f^e| + |\Delta\sigma_t^e|} \quad (5.22)$$

Novamente, por ter assumido as tensões mínimas como zero, o valor de f_M torna-se 1. Estes parâmetros e a variação de tensão equivalente são apresentados na Tabela 5.11 para cada elevador.

Tabela 5.11: Valores encontrados no cálculo da terceira etapa da norma.

Elevador	R_f	I_{ss}	ΔS_{eq} [MPa/mm]
Campinas	0,681	1,261	107,40
Porto Alegre	0,724	1,268	133,94
Bahia	0,724	1,268	91,00

Por fim, na quarta e última etapa do método, foi possível calcular o número de ciclos para cada elevador utilizando a curva de fadiga fornecida pela norma e apresentada na equação 5.23.

$$N = \frac{f_I}{f_E} * \left(\frac{f_{MT} * C}{\Delta S_{eq}} \right)^{1/h} \quad (5.23)$$

O termo f_I se refere à qualidade da solda (inspeção, alívio de tensões, etc.) e foi assumido com o valor de 1. O termo f_E está relacionado ao ambiente externo e para ambientes levemente agressivos, recomenda-se o valor de 4, o qual foi adotado. Efeitos de temperatura foram desprezados, resultando em $f_{MT} = 1$. Os termos C e h foram obtidos em tabela: para aços e com 99% de confiabilidade, assumiram os valores de 11577,9 e 0,3195 respectivamente. O número de ciclos até a ruptura e o tempo de vida estimado das correntes é apresentado na Tabela 5.12 para os três elevadores. O cálculo de tempo de vida para cada elevador foi desenvolvido no Anexo B.

Tabela 5.12: Número de ciclos e tempo de vida calculados para cada elevador.

Elevador	Número de ciclos	Tempo de vida
Campinas	5,75E+05	6,93 anos
Porto Alegre	2,88E+05	2,54 anos
Bahia	9,66E+05	9,14 anos

6 CONCLUSÕES

Através dos ensaios de tração nas correntes, foi possível verificar os valores de carga de ruptura fornecidas em catálogo e comparar com as cargas de trabalho, concluindo que o excesso de carga não foi o motivo de falha. Os corpos de prova do elevador Bahia apresentaram força de ruptura abaixo do esperado, mas ainda assim muito acima do valor de utilização.

Analisando a superfície de falha do elo rompido do corpo de prova BAHIA – 1, foi observada uma falta de penetração da solda ocupando aproximadamente um terço da seção do elo, o que pode ter sido a causa dos valores de deslocamento e força de ruptura menores do que os valores obtidos nos ensaios do elevador Porto Alegre, o qual utiliza o mesmo modelo de corrente. Foram também encontrados defeitos nas regiões externas da solda, os quais poderiam nuclear trincas e eventualmente causar a falha do equipamento.

Foram obtidos valores muito próximos de tensão utilizando os métodos computacionais e o método analítico. Conclui-se que a simulação bidimensional corrigida é uma boa alternativa para a obtenção destes valores, pois necessita de um menor tempo de modelagem e processamento e os erros observados foram pequenos e a favor da segurança. O método analítico mostrou-se também de grande utilidade, visto que, uma vez equacionado foi possível automatizá-lo em uma planilha de cálculo.

Enquanto no cálculo convencional de vida em fadiga o resultado obtido foi de vida infinita, o método alternativo apresentado pela norma API-579 apontou duração de aproximadamente 6,9, 2,5 e 9,1 anos para as correntes dos elevadores Campinas, Porto Alegre e Bahia, respectivamente. Estes valores são considerados baixos para um componente de elevador, visto que a operação costuma durar 20 anos antes de receber qualquer processo de revitalização ou modernização. Porém, o tempo de vida estimado não foi comparado com o tempo de vida real de cada elevador, por estes dados não estarem disponíveis.

A partir deste trabalho, concluiu-se que o motivo de falha das correntes foi a presença de carga cíclica e que a falha pode ter sido acelerada devido à presença de defeitos de fabricação e falta de qualidade na solda. Com estas conclusões, é possível planejar e aplicar ações para evitar acidentes relacionados ao rompimento de correntes de compensação. A utilização do método da norma API-579 de cálculo de vida se mostrou uma boa alternativa para componentes submetidos à fadiga de alto ciclo, para os quais métodos convencionas poderiam indicar vida infinita. Medidas possíveis para se adotar com respeito a falhas em correntes são apresentadas no Anexo E.

7 REFERÊNCIAS

ABNT, “**NBR NM 207:1999 Elevadores elétricos de passageiros – Requisitos de segurança para construção e instalação**”, Associação Brasileira de Normas Técnicas

Al-Fadhlah, K.; Elkholy, A.; Majeed, M.; “**Failure analysis of Grade-80 alloy steel towing chain links**”, Kuwait University, 2010

ASME, API, “**API 579-1/ASME FFS-1 2007 Fitness-For-Service**”, American Petroleum Institute, The American Society of Mechanical Engineers, 2007.

Branco, C. M.; Fernandes, A. A.; Tavares, P. M. S.; “**Fadiga em estruturas soldadas**”, Lisboa, 1986.

BS 1834, “**Short link chain for lifting purposes – general conditions of acceptance**”. Milton Keynes, UK: British Standards Institution; 1990.

Kim, T. G.; Lee, S. B.; Lee, H. C.; “**A Case Study on Engineering Failure Analysis of Link Chain**” Safety and health at work, 2010.

Pacheco, P. M. C. L.; Kenedi, P. P.; Jorge, J. C. F.; “**Modeling residual stresses in offshore chain links using finite elements method**”, 17th International Congress of Mechanical Engineering, 2003.

Popov, E. P., “**Mecânica dos sólidos**”, segunda edição, Universidade da Califórnia, 2003.

Shigley, J.E.; Budynas, R. G.; Nisbett, J. K.; “**Elementos de Máquinas: Projeto de Engenharia Mecânica**”, Bookman, 8ª edição, 2011.

Suresh, S., “**Fatigue of Materials**”, 2ª edição, Massachusetts Institute of Technology, 1991.

Takashi, B. X., “**Metodologia Moderna para Análise de Fadiga Baseada em Elementos Finitos de Componentes Sujeitos a Fadiga Uni e Multiaxial**”, São Paulo, 2014.

Thyssenkrupp Elevator Technology, “**MULTI: The world's first rope-free elevator**”, <https://multi.thyssenkrupp-elevator.com/en/>. Acessado em 07/11/2017.

ANEXOS

A. CORREÇÃO DA TENSÃO E CÁLCULO DA ESPESSURA DO ESTADO PLANO DE TENSÕES

Para a definição de um valor de espessura do estado plano de tensões, foram igualados o momento de inércia da seção circular do elo com o momento de inércia da seção retangular do modelo de tal forma que a parcela da tensão normal oriunda da flexão fosse igual em ambos os casos. A comparação feita entre as seções para a obtenção de uma espessura é ilustrada na Figura e calculada nas equações A.1 a A.3.

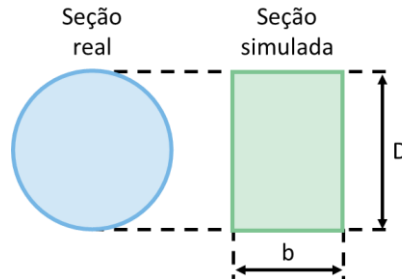


Figura A.1: Comparação da seção real e da seção do bidimensional.

$$I_{Real} = I_{Modelo} \quad (A.1)$$

$$\frac{\pi * D^4}{64} = \frac{b * D^3}{12} \quad (A.2)$$

$$b = \frac{3 * \pi * D}{16} \quad (A.3)$$

Tendo a parcela da tensão relacionada à flexão igual em ambas as seções, foi necessário igualar a parcela relacionada à tração. Para isso, foi feita uma correção da tensão entre a seção circular do elo e a retangular do modelo, estabelecendo uma relação entre as suas áreas, como pode ser visto nas equações A.4 a A.6. A correção é apresentada na equação A.7.

$$\sigma_{Corrigida} = \sigma_{Modelo} - \sigma_{Tração-modelo} + \sigma_{Tração-real} \quad (A.4)$$

$$\frac{A_{Real}}{A_{Modelo}} = \frac{\frac{\pi D^2}{4}}{D * \frac{3\pi D}{16}} = \frac{4}{3} \quad (A.5)$$

$$\sigma_{Tração-modelo} = \frac{4}{3} * \sigma_{Tração-real} \quad (A.6)$$

$$\sigma_{Corrigida} = \sigma_{Modelo} - \frac{1}{3} * \sigma_{Tração-real} \quad (A.7)$$

O termo $\sigma_{Tração-real}$ foi obtido dividindo a força aplicada pela área da seção circular. Uma planilha de cálculo foi elaborada para receber os valores simulados e realizar a correção. Os valores de espessura para o estado plano de tensões, tensão do modelo e tensão corrigida são apresentados na Tabela A.1.

Tabela A.1: Valores obtidos para a espessura da seção e a correção da tensão.

Elevador	b [mm]	σ_{Modelo} [MPa]	$\sigma_{Tração-real}$ [MPa]	$\sigma_{Corrigida}$ [MPa]
Campinas	3,24	74,13	21,37	67,01
Porto Alegre	4,12	91,69	23,17	83,97
Bahia	4,12	62,33	15,74	57,08

B. CÁLCULO DO TEMPO DE VIDA DAS CORRENTES

Uma análise do tempo de cada ciclo de carga das correntes foi feita. Definiu-se um ciclo completo como duas vezes o deslocamento do elevador entre seus extremos. A curva de velocidade por tempo entre primeiro e último pavimento, para um elevador convencional, é apresentada na Figura B.1. Nela, são observados os tempos de aceleração e desaceleração (t_a) e o tempo em que o elevador está em sua velocidade nominal (t_c).

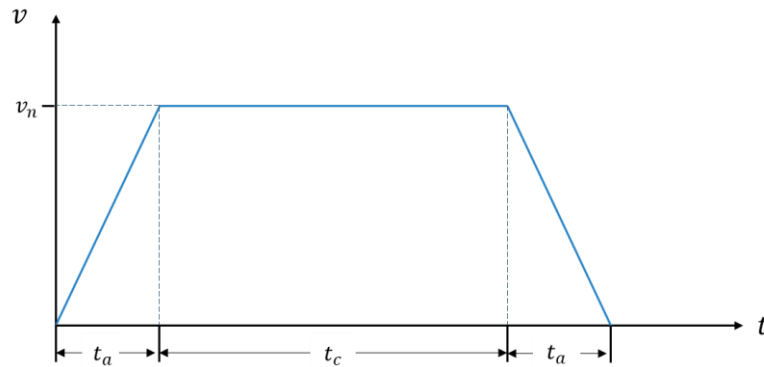


Figura B.1: Gráfico qualitativo de velocidade por tempo para elevadores convencionais.

O tempo de aceleração/desaceleração e o tempo de curso foram calculados nas equações de deslocamento com aceleração constante B.1 a B.3.

$$t_a = v_n / a_n \quad (\text{B.1})$$

$$t_c = \frac{P - 2 * d_a}{v_n} \quad (\text{B.2})$$

$$d_a = \frac{v_n^2}{2 * a_n} \quad (\text{B.3})$$

Os termos v_n e P são a velocidade nominal e o percurso em m/s e m , respectivamente, e foram retirados da Tabela 5.1. O termo d_a é a distância percorrida na aceleração, em m , e o termo a_n é a aceleração nominal, em m/s^2 , dado de projeto que varia com a velocidade nominal. Com estes termos calculados, obteve-se o tempo de deslocamento do elevador entre fins de curso utilizando a equação B.4.

$$t_d = t_c + 2 * t_a \quad (\text{B.4})$$

Para o cálculo do tempo total de um ciclo, foi adicionado, em cima do tempo de deslocamento, um termo relacionado ao tempo de repouso do equipamento, t_p , de 30 segundos. Este refere-se ao tempo de abertura e fechamento de portas e ao tempo de entrada e saída de passageiros. A equação B.5 apresenta o tempo total do ciclo de carregamento.

$$t_t = 2 * t_d + t_p \quad (\text{B.5})$$

A partir do tempo de um ciclo, o número de ciclos N' por ano foi calculado. Foi acrescentado um fator redutor $f = 0,5$ multiplicando o número de ciclos, considerando que o elevador não transita somente entre o primeiro e o último pavimento. Foi considerado, também, que o elevador opera 16 horas por dia. Calculou-se com a equação B.6 o número de ciclos final para um período de 1 ano.

$$N = N' * f = \frac{1 \text{ ano}}{t_t} * f = \frac{21,024 * 10^6}{t_t} * f \quad (\text{B.6})$$

Utilizando o número de ciclos obtido no método de vida em fadiga da seção 5.3.2.2, foi calculado o tempo de vida, em anos, das correntes de compensação. Os termos calculados neste anexo são apresentados na Tabela B.1 para cada elevador.

Tabela B.1: Valores obtidos nos cálculos do Anexo B.

Elevador	a_n	t_a	t_c	t_d	t_t	N	T (anos)
Campinas	0,65	2,31	43,69	48,31	126,62	83023	6,93
Porto Alegre	0,8	3,75	23,78	31,28	92,56	113561	2,54
Bahia	0,65	2,69	29,36	34,74	99,48	105649	9,14

C. IMAGENS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO E ANÁLISE METALOGRAFICA

Figura C.1: Corpo de prova CAMPINAS – 1 dissecado após tração e ruptura.



Figura C.2: Corpo de prova BAHIA – 1 dissecado após tração e ruptura.

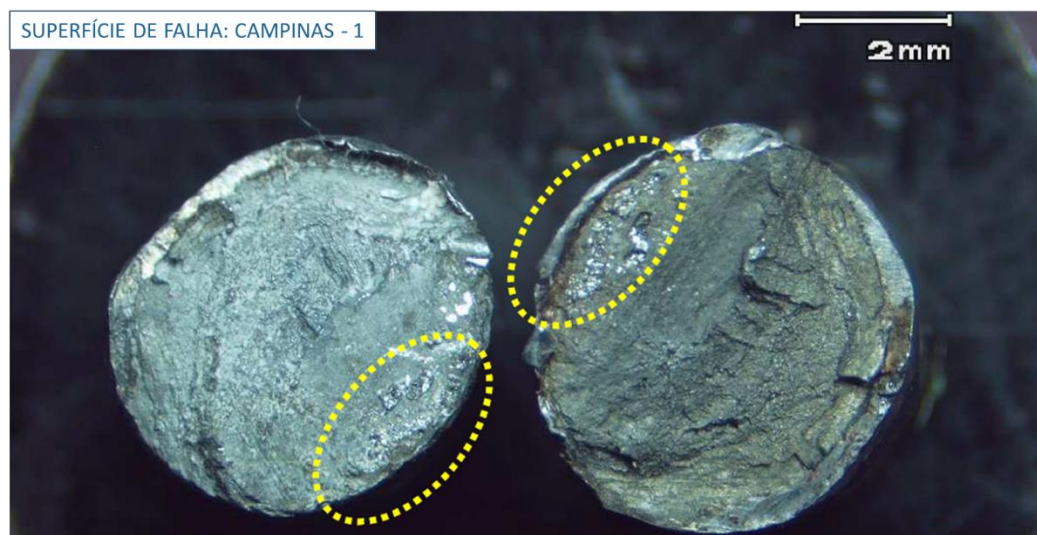


Figura C.3: Análise da superfície de falha do corpo de prova CAMPINAS – 1.

D. DETALHAMENTO DE CÁLCULO DO MODELO DE VIGAS

A aplicação do método das forças consistiu em desvincular as reações R_x e M_z de um dos apoios da estrutura original e, assim, dividindo-a em três vigas isostáticas. A Figura D.1 apresenta a estrutura original e sua decomposição em três estruturas isostáticas diferentes, assim como os deslocamentos de cada uma utilizados no cálculo para a obtenção das equações 5.1 a 5.5.

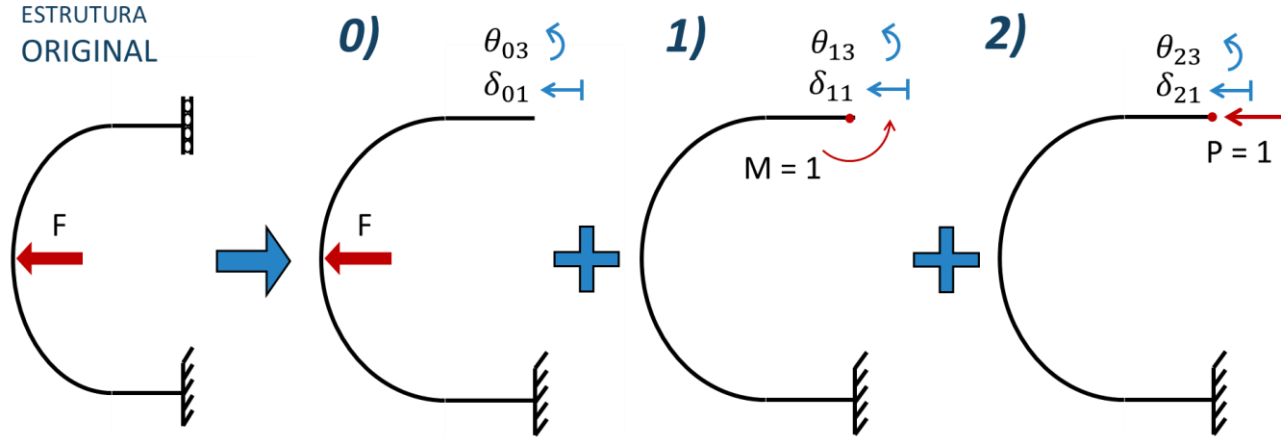


Figura D.1: Estrutura original e sua decomposição em três estruturas isostáticas.

Para a obtenção das três estruturas, primeiro, foram removidas as restrições de interesse (R_x e M_z), transformando a estrutura hiperestática original em uma estrutura isostática. Na *Estrutura 0* foi aplicada a força da estrutura original. Na *Estrutura 1*, aplicou-se um momento unitário M na posição da restrição de rotação. Para a *Estrutura 2*, aplicou-se uma força unitária P na posição da restrição de deslocamento. O equacionamento do método das forças é apresentado no sistema de equações D.1 e D.2.

$$\delta_{01} = \aleph_1 * \delta_{11} + \aleph_2 * \delta_{21} \quad (D.1)$$

$$\theta_{03} = \aleph_1 * \theta_{13} + \aleph_2 * \theta_{23} \quad (D.2)$$

Os termos \aleph_1 e \aleph_2 são, respectivamente, M_z e R_x . O cálculo dos deslocamentos $\theta_{i,j}$ e $\delta_{i,j}$ é feito por meio de aplicações do princípio dos trabalhos virtuais, integrando os esforços da estrutura. A equação geral para obtenção dos deslocamentos é apresentada a seguir.

$$\delta_{i,j} \text{ ou } \theta_{i,j} = \int_0^x \frac{N_i^I(x) \cdot N_i^{II}(x)}{EA} dx + \int_0^x \frac{Q_i^I(x) \cdot Q_i^{II}(x)}{GA} dx + \int_0^x \frac{M_i^I(x) \cdot M_i^{II}(x)}{EI} dx \quad (D.3)$$

Os índices i e j indicam o número da estrutura e a direção do deslocamento, respectivamente. Os índices sobscritos I ou II indicam as estruturas virtual e real, parte da aplicação do PTV. Os termos N , Q e M são os esforços normais, cortantes e de flexão ao longo da viga. Os valores obtidos nas integrações são apresentados nas equações D.4 a D.9. Com estes, foram calculados os esforços no capítulo 5.3.1.

$$\delta_{01} = \frac{FD^2}{2EI} \left(B + \frac{\pi D}{16} + \frac{D}{4} \right) + \frac{F}{EA} \left(B + \frac{\pi D}{8} \right) + \frac{FH}{GA} \left(\frac{\pi D}{8} \right) \quad (D.4)$$

$$\delta_{11} = \frac{D}{EI} \left(B + \frac{\pi D}{4} \right) \quad (D.5)$$

$$\delta_{21} = \frac{D^2}{EI} \left(B + \frac{\pi D}{16} \right) + \frac{2}{EA} \left(B + \frac{\pi D}{8} \right) + \frac{H}{GA} \left(\frac{\pi D}{4} \right) \quad (D.6)$$

$$\theta_{03} = \frac{FD}{2EI} \left(B + \frac{D}{2} \right) \quad (D.7)$$

$$\theta_{13} = \frac{1}{EI} \left(2B + \frac{\pi D}{2} \right) \quad (D.8)$$

$$\theta_{23} = \frac{D}{EI} \left(B + \frac{\pi D}{4} \right) \quad (D.9)$$

E. AÇÕES DE CORREÇÃO E CONTENÇÃO

Neste capítulo do anexo são apresentadas as possíveis ações a serem tomadas para conter e corrigir o problema de falha em correntes de compensação. Estas são apresentadas na lista abaixo e são detalhadas nos subcapítulos deste anexo.

- Ponto de fixação extra de segurança;
- Tracionamento das extremidades das correntes;
- Exigência de maior qualidade da solda pelo fabricante;
- Não utilização de correntes em elevadores.

a. Ponto de fixação de segurança

Um segundo ponto de fixação adicionado à corrente e próximo às extremidades pode evitar que, caso ocorra a ruptura, a corrente não se solte e entre em movimento de queda-livre. Este ponto de fixação extra seria adicionado na estrutura de contrapeso, já que os riscos ao passageiro ocorrem quando a corrente cai por cima do elevador.

b. Tracionamento nas extremidades das correntes

Como foi demonstrado por Pacheco, 2003, tensões residuais compressivas são muito benéficas para a vida em fadiga das correntes. Isto ocorre pois as tensões de tração que causam a propagação da trinca são minoradas pelas tensões residuais compressivas. Al-Fhadhalah, 2010, identificou que em 50% da carga de ruptura das correntes, grandes deformações plásticas ocorrem nos elos de aço. O tracionamento poderia ser feito somente nas extremidades das correntes, onde se observam as maiores cargas e, conseqüentemente, as rupturas.

c. Exigência de maior qualidade da solda pelo fabricante

Neste estudo, foram observados defeitos na região da solda, o que é esperado de um processo de soldagem que não recebe tratamento de alívio de tensões e nem usinagem do excesso de material. Além disso, foi observada, na corrente do elevador Bahia, a falta de penetração em boa parte da seção do elo. Todos estes fatores contribuem para a diminuição da vida em fadiga das correntes, e uma solução seria o contato com o fabricante e a exigência de soldas de maior qualidade.

d. Não utilização de correntes de compensação

A solução trivial para o problema em correntes seria deixar de utilizá-las em elevadores. Para elevadores de velocidades nominais acima de 3 m/s, a corrente já é substituída [NM NBR 207, 1999] por cabos de aço, idênticos aos de suspensão do equipamento. Estes são tensionados e direcionados por uma polia posicionada no fundo da caixa de corrida. Diferente das correntes, não houveram relatos de falha em cabos de compensação.

Uma segunda alternativa para dispensar o uso de correntes de compensação é a substituição dos cabos de aço de suspensão por cintas. Cintas (Figura E.1) estão crescendo e entrando rapidamente no mercado de elevadores por apresentarem diversas vantagens em comparação com os cabos de aço. As cintas são mais leves, mais flexíveis, possuem maior aderência, maior vida útil e permitem a utilização de polias de máquina e polias de desvio muito menores, reduzindo significativamente o espaço necessário para a instalação de um elevador. Estima-se que as cintas reduzam em 60% a massa necessária para a suspensão de elevadores, o que reduz/elimina a necessidade de utilização de correntes de compensação.



Figura E.1: Comparação entre cabos de aço e cintas em elevadores.