

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**ESCOLA DE ENGENHARIA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA - PPGEE**

**VIRNA COSTA ONOFRI**

**ESTUDO DE TRANSITÓRIOS DE MANOBRA E FERRORESSONÂNCIA EM TRANSFORMADORES  
DE FORNOS ELÉTRICOS A ARCO**

**BELO HORIZONTE**

**2025**

VIRNA COSTA ONOFRI

**ESTUDO DE TRANSITÓRIOS DE MANOBRA E FERRORESSONÂNCIA EM TRANSFORMADORES  
DE FORNOS ELÉTRICOS A ARCO**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do Título de Doutora em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Thales Alexandre Carvalho  
Maia

Coorientador: Prof. Braz de Jesus Cardoso  
Filho

BELO HORIZONTE

2025

O58e

Onofri, Virna Costa.

Estudo de transitórios de manobra e ferroressonância em transformadores de fornos elétricos a arco [recurso eletrônico] / Virna Costa Onofri. - 2025.

1 recurso online (214 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Thales Alexandre Carvalho Maia.

Coorientador: Braz de Jesus Cardoso Filho.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Inclui bibliografia.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Transformadores elétricos - Teses. 3. Transitórios (Eletricidade) - Teses. 4. Modelagem computacional - Teses. 5. Método dos elementos finitos - Teses. I. Maia, Thales Alexandre Carvalho. II. Cardoso Filho, Braz de Jesus. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621.3(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

## FOLHA DE APROVAÇÃO

**"Estudo de transitórios de manobra e ferroressonância em transformadores de fornos elétricos a arco"**

**Virna Costa Onofri**

Tese de Doutorado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 09 de maio de 2025.

Por:

**Prof. Dr. Thales Alexandre Carvalho Maia  
(UFMG) - Orientador**

**Prof. Dr. Braz de Jesus Cardoso Filho  
DEE (UFMG) - Coorientador**

**Prof. Dr. Alberto Resende De Conti  
DEE (UFMG)**

**Prof. Dr. Ivan José da Silva Lopes  
DEE (UFMG)**

**Prof. Dr. Leonardo Adolpho Rodrigues da Silva  
DETM (UFSJ)**

**Prof. Dr. Antônio Cezar Faria Vilela  
DM (UFRGS)**

**Prof. Dr. Nelson Jhoe Batistela**

(UFSC)



Documento assinado eletronicamente por **Thales Alexandre Carvalho Maia, Professor do Magistério Superior**, em 12/06/2025, às 08:15, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Antônio Cezar Faria Vilela, Usuário Externo**, em 12/06/2025, às 13:55, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Braz de Jesus Cardoso Filho, Professor do Magistério Superior**, em 13/06/2025, às 12:30, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Leonardo Adolpho Rodrigues da Silva, Usuário Externo**, em 16/06/2025, às 09:43, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Alberto Resende de Conti, Professor do Magistério Superior**, em 17/06/2025, às 11:31, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Ivan Jose da Silva Lopes, Professor do Magistério Superior**, em 23/06/2025, às 09:07, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Nelson Jhoe Batistela, Usuário Externo**, em 23/06/2025, às 11:04, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://sei.ufmg.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador 4291815 e o código CRC D2163F5D.

*Aos meus pais, irmã, sobrinho Oliver, esposo  
Emerson e minha avó Cida (in memoriam)*

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço a Deus, pela vida, pela saúde e por todos os amigos que me proporcionou durante minha existência.

Aos meus pais, pela vida, educação e exemplo de caráter e perseverança.

Ao meu esposo Emerson que sempre esteve presente, pelo amor, carinho, amizade e apoio.

À minha irmã Andréa pelos ensinamentos e incentivos.

A toda a minha família, avó, tios, tias, primos e primas, pela confiança depositada.

Aos grandes e inesquecíveis amigos agradeço os momentos de descontração imprescindíveis durante esta caminhada.

A todos os professores de Engenharia Elétrica da UFMG pelos ensinamentos passados durante meus estudos.

Aos colegas e amigos das diversas áreas da Gerdau, pelo incentivo, apoio e que tanto me ajudaram no desenvolvimento deste trabalho.

Às empresas TSEA, Data Engenharia pelo apoio com informações para a realização dos trabalhos.

Muito obrigada a todos que me ajudaram a realizar mais esta conquista!

## RESUMO

Neste trabalho foi apresentada uma modelagem computacional que avaliou o comportamento não linear de transformadores aplicados a Fornos a Arco elétrico (EAF) e Fornos-Panela (LF), considerando seu comportamento frente a transitórios de baixa frequência e de frentes de onda lenta de até 20 kHz. O objetivo principal foi utilizar essa modelagem para identificar e quantificar o desempenho do equipamento sob tais condições operacionais. Potenciais melhorias foram abordadas através de proposições de alterações no seu dimensionamento, visando a mitigação de falhas provocadas por transitórios. Para isso, os parâmetros do modelo foram determinados por meio de três abordagens: cálculo analítico com base nos dados de projeto, simulações por elementos finitos bidimensionais e medições experimentais. A modelagem incorporou a curva de magnetização do aço na faixa de alta saturação, acima de 2,0 T. O modelo foi validado através de simulações em elementos finitos em 3D e por medições experimentais. A partir disso, foram realizadas simulações no MATLAB/Simulink para avaliar as curvas de corrente e tensão nos terminais de alta tensão. Foi aplicada uma corrente no modelo 2D do transformador elaborado em *software* de elementos finitos para analisar as tensões mecânicas radiais e axiais nos enrolamentos e a saturação do fluxo magnético. Os principais resultados indicam que, diferentemente dos transformadores de potência, o transformador de forno opera em condição de saturação durante eventos transitórios recorrentes operacionalmente. Além disso, as simulações indicaram aumento nos esforços mecânicos, durante esses distúrbios. Também foi confirmada a ocorrência de ferroressonância em condições assimétricas de chaveamento, com tensões e correntes sustentadas até a atuação da proteção. Assim, para reduzir os picos de sobretensões e sobrecorrentes, foi proposto o aumento da indutância de magnetização por meio de alterações no dimensionamento do transformador. Isso pode ser obtido pela substituição do aço silício do núcleo por material com maior permeabilidade relativa, pelo aumento da área da seção transversal do núcleo ou pela elevação do número de espiras.

**Palavras-chave:** Transformadores; Fornos elétricos a Arco; Elementos finitos; Transitórios de Manobras; Ferrorressonância; Modelagem.

## ABSTRACT

In this work, a computational model was presented to evaluate the nonlinear behavior of transformers used in Electric Arc Furnaces (EAF) and Ladle Furnaces (LF), considering their response to low-frequency transients and slow-front waveforms up to 20 kHz. The main objective was to use this model to identify and quantify the equipment's performance under such operational conditions. Potential improvements were addressed through proposed design modifications aimed at mitigating failures caused by transients. To achieve this, the model parameters were determined using three approaches: analytical calculations based on design data, two-dimensional finite element simulations, and experimental measurements. The modeling incorporated the magnetization curve of the steel in the high saturation range, above 2.0 T. The model was validated through 3D finite element simulations and experimental measurements. Based on this, simulations were carried out in MATLAB/Simulink to evaluate the current and voltage waveforms at the high-voltage terminals. A current was applied to the 2D transformer model developed in finite element software to analyze the radial and axial mechanical stresses on the windings and the saturation of the magnetic flux. The main results indicate that, unlike power transformers, furnace transformers operate under saturation conditions during recurrent transient events. Furthermore, the simulations indicated increased mechanical stresses during these disturbances. The occurrence of ferroresonance under asymmetric switching conditions was also confirmed, with sustained voltages and currents until protection systems were triggered. Therefore, to reduce overvoltage and overcurrent peaks, an increase in the magnetizing inductance was proposed through changes in the transformer design. This can be achieved by replacing the silicon steel core with a material of higher relative permeability, increasing the cross-sectional area of the core, or increasing the number of turns.

**Keywords:** Transformer; Arc furnace; Finite element; Switching transient; Ferroresonance; Modeling.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Demanda de eletricidade por país/região e cenário, 2023, 2030 e 2050.....	25
Figura 1.2 – Causas de falhas em transformadores. ....	26
Figura 1.3 – Fluxograma simplificado das simulações. ....	30
Figura 2.1 – Desenho simplificado de um transformador. ....	33
Figura 2.2 – Componentes defeituosos de transformadores de potência, conforme pesquisa realizada pelo CIGRE. ....	34
Figura 2.3 – Circuito equivalente de um modelo “T” tradicional linear de um transformador de potência monofásico para baixa frequência.....	36
Figura 2.4 – Modelo de transformador monofásico CIGRE Grupo II para frentes de onda lentas em média frequência.....	37
Figura 2.5 – Modelo de transformador monofásico CIGRE para frentes de onda muito rápidas em alta frequência.....	37
Figura 2.6 – Desenho ilustrativo do modelo topológico derivado de dualidade de um transformador trifásico. ....	38
Figura 2.7 – Tipos de transformadores de potência.....	39
Figura 2.8 – Fotos de transformadores de 69 kV (a) Forno-Panela (b) Convencional.....	40
Figura 2.9 – Núcleo montado de um transformador trifásico. ....	42
Figura 2.10 – Tipo de montagem de núcleo de transformador (a) <i>Core type</i> (b) <i>Shell type</i> . ...	43
Figura 2.11 – Núcleo “ <i>step lap</i> ”. ....	43
Figura 2.12 – Cabo transposto.....	44
Figura 2.13 – Imagem com tipos de enrolamentos típicos de transformadores (a) Camada (b) Helicoidal (c) Disco.....	45
Figura 2.14 – Transformador de EAF e de LF típico com barramentos de saída de baixa tensão e alta corrente (a) imagem de um transformador de LF real e (b) desenho esquemático.....	46
Figura 2.15 – Comutador de <i>tap</i> a vácuo sob carga (a) instalado próximo ao transformador (b) equipamento isolado. ....	47
Figura 2.16 – Imagem das bobinas ilustrando as estratégias empregadas para suportar (a) forças axiais (b) forças radiais.....	49
Figura 2.17 – Transformador de potência com radiadores e ventilação forçada.....	50
Figura 2.18 – Dutos de resfriamento construídos nas bobinas.....	51

Figura 3.1 – Sistemas EAF e LF existentes no Brasil em termos de potência do transformador e nível de tensão. ....	54
Figura 3.2 – Gráfico de chaveamentos de disjuntor em um dia de operação de usina com dois carregamentos de sucata. ....	55
Figura 3.3 – Filtro RC. ....	56
Figura 3.4 – Ilustrações do circuito nas condições de (a) Travamento de uma das fases do disjuntor a vácuo (b) Circuito equivalente do sistema. ....	58
Figura 3.5 – Forma de onda de impulso padronizada para realizar ensaios de transitório de manobras. ....	59
Figura 3.6 – Processo de movimentos das cargas elétricas no <i>OIP</i> . ....	61
Figura 3.7 – Efeito dos impulsos atmosféricos padronizados de tensão repetitivos em amostras de OIP (a) Tensão de ruptura pela quantidade de impulsos aplicados (característica V-N) (b) Distribuição da carga espacial pela quantidade de impulsos aplicados (c) Distribuição da carga espacial pela amplitude da tensão aplicada (d) Distribuição da carga espacial pelo intervalo entre aplicações. ....	62
Figura 3.8 – Diferenças entre sistema elétrico convencional de EAF e solução Q-ONE. ....	64
Figura 3.9 – Solução <i>Active Power Feeder</i> . ....	65
Figura 3.10 – Solução <i>Direct Feed</i> . ....	66
Figura 4.1 – Modelo de transformador trifásico CIGRE Grupo II. ....	70
Figura 4.2 – Curva de magnetização do aço silício H110-27. ....	71
Figura 4.3 – Ilustração da vista frontal do núcleo do transformador com dimensões em milímetros. ....	71
Figura 4.4 – Ilustração da vista superior do núcleo e das bobinas com dimensões em milímetros. ....	72
Figura 4.5 – Ilustração das disposições dos condutores dos enrolamentos de regulação, alta tensão e baixa tensão com dimensões em milímetros. ....	72
Figura 4.6 – Ilustração de uma seção do transformador mostrando as distâncias de enrolamento consideradas no cálculo da impedância de dispersão. ....	74
Figura 4.7 – Curva de perdas no núcleo. ....	75
Figura 4.8 – Curva de indutância de magnetização com transformador operando no TAP 13 obtida utilizando método analítico. ....	77
Figura 4.9 – Curva de indutância de magnetização das fases A e C, com transformador operando nos TAP's 1 e 13 obtida utilizando método analítico. ....	77

Figura 4.10 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a energia do campo magnético - TAP 13.....	80
Figura 4.11 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a energia do campo magnético - TAP 1.....	81
Figura 4.12 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a resistência ôhmica da AT.....	82
Figura 4.13 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a resistência ôhmica da BT.....	83
Figura 4.14 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a indutância de magnetização da bobina AT – TAP 1.....	84
Figura 4.15 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a indutância de magnetização da bobina AT – TAP 13.....	84
Figura 4.16 – Simulação eletrostática desenvolvida no FEMM para determinar a capacitância da bobina AT-T.....	85
Figura 4.17 – Simulação eletrostática desenvolvida no FEMM para determinar a capacitância da bobina AT-BT.....	86
Figura 4.18 – Simulação eletrostática desenvolvida no FEMM para determinar a capacitância da bobina BT-T.....	86
Figura 4.19 – Modelo 2D do transformador elaborado no <i>software</i> Elmer.....	87
Figura 4.20 – Resultados da simulação em elementos finitos do transformador 2D (a) elaborado no Elmer e visualizado no Paraview e (b) curva de densidade de fluxo.....	88
Figura 4.21 – Resultados da simulação em elementos finitos do transformador 2D (a) elaborado no FEMM e (b) curva de densidade de fluxo.....	88
Figura 4.22 – Metodologia utilizada para simulação do transformador 3D em elementos finitos.....	89
Figura 4.23 – Modelo 3D do transformador desenhado no Autocad.....	89
Figura 4.24 – Simulação em elementos finitos do transformador 3D elaborado no Elmer.....	90
Figura 4.25 – Resultados da simulação em elementos finitos do transformador 3D (a) elaborado no Elmer e visualizado no Paraview e (b) curva de densidade de fluxo.....	91
Figura 4.26 – Resultados da simulação em elementos finitos do transformador 2D elaborado no FEMM (a) e (b) curva de densidade de fluxo.....	91
Figura 4.27 – Curvas com resultados de comparação obtidos no FEMM e Elmer para valores de (a) energia magnética e (b) coenergia magnética.....	92

Figura 4.28 – Transformador sob teste.....	93
Figura 4.29 – Comparação entre curvas de indutância de magnetização obtidas através de cálculo analítico e análise de elementos finitos.....	97
Figura 4.30 – Dimensões do núcleo do transformador de subestação de 37,5 MVA. ....	98
Figura 4.31 – Comparação das curvas de indutância de magnetização do transformador de LF e transformador de potência convencional. ....	100
Figura 5.1 – Diagrama unifilar do sistema estudado. ....	103
Figura 5.2 – Resultados de simulação comparativa entre o modelo do transformador completo não linear e linear. ....	104
Figura 5.3 – Resultados de simulação comparativa entre o modelo do transformador com diferentes valores de capacitância. ....	105
Figura 5.4 – Resultados de simulação comparativa entre o modelo do transformador com diferentes valores de indutância de dispersão e resistência de perdas no núcleo. ....	106
Figura 5.5 – Modelo do transformador simplificado para transitórios de frente lenta. ....	106
Figura 5.6 – Curvas de transientes de chaveamento da fase A obtidas para o modelo CIGRE e o modelo simplificado proposto. ....	107
Figura 5.7 – Medições em campo da operação com carga do Forno-Panela. ....	108
Figura 5.8 – Sistema de transformador de LF operando com carga modelado no Matlab/Simulink. ....	109
Figura 5.9 – Comparação das curvas de tensão no primário do transformador de LF simuladas e medidas em campo.....	109
Figura 5.10 – Comparação das curvas de correntes medidas no primário do transformador de LF simuladas e medidas em campo. ....	110
Figura 5.11 – Simulação do transitório de manobra elaborada no Matlab/Simulink com modelo não linear do transformador de LF e ajustado no TAP 13 (a) Fluxo simulado no transformador (b) Corrente simulada no terminal de AT do transformador (c) Tensão simulada no terminal de AT do transformador. ....	111
Figura 5.12 – Curvas polinomiais de segunda ordem com os pontos para impulso atmosférico e de manobra.....	114
Figura 5.13 – Comparação entre sobretensão simulada nos terminais do transformador de LF ajustado do TAP 13 e a curva de impulso de manobra estimada a partir da norma.....	114
Figura 5.14 – Simulação da ferrorressonância elaborada no Matlab/Simulink com modelo não-linear do transformador de LF ajustado no TAP 13 e com filtro RC (a) Tensão simulada no	

terminal de AT do transformador (b) Corrente simulada no terminal de AT do transformador. .....	115
Figura 5.15 – Modelo do transformador de LF elaborado no FEMM.....	117
Figura 5.16 – Corrente nominal a vazio aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM. ....	118
Figura 5.17 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM durante aplicação de corrente nominal trifásica. ....	118
Figura 5.18 – Força total no enrolamento fase B durante aplicação de corrente nominal trifásica (a) radial (b) axial. ....	119
Figura 5.19 – Tensão mecânica nos condutores durante aplicação de corrente nominal trifásica (a) radial (b) axial. ....	119
Figura 5.20 – Força total no enrolamento fase B ao longo do tempo (a) radial (b) axial. ....	120
Figura 5.21 – Corrente transitória aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM. ....	121
Figura 5.22 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM durante aplicação de corrente transitória trifásica. ....	121
Figura 5.23 – Força total no enrolamento fase B durante aplicação de corrente transitória trifásica (a) radial (b) axial. ....	122
Figura 5.24 – Tensão mecânica nos condutores durante aplicação de corrente transitória trifásica (a) radial (b) axial. ....	122
Figura 5.25 – Corrente de ferorressonância aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM.....	123
Figura 5.26 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM durante aplicação de corrente ferorressonância trifásica.....	124
Figura 5.27 – Força total no enrolamento fase B durante aplicação de corrente de ferorressonância (a) radial (b) axial. ....	124
Figura 5.28 – Tensão mecânica nos condutores durante aplicação de corrente de ferorressonância (a) radial (b) axial. ....	125
Figura 5.29 – Correntes de curto-circuito aplicadas no enrolamento alta tensão do modelo do transformador de LF elaborado no FEMM.....	126
Figura 5.30 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM durante aplicação de corrente curto-circuito trifásico. ....	127

Figura 5.31 – Força total no enrolamento fase B durante aplicação de corrente de curto-circuito trifásico (a) radial (b) axial. ....	128
Figura 5.32 – Tensão mecânica nos condutores durante aplicação de corrente de curto-circuito trifásico (a) radial (b) axial. ....	128
Figura 6.1 – Sobretensões durante transitório de manobra do circuito sem e com resistor de pré-inserção em paralelo no secundário do transformador. ....	132
Figura 6.2 – Sobretensões durante transitório de manobra devido a variação da indutância de magnetização. ....	133
Figura 6.3 – Comparação da curva de magnetização do aço Orientcore-HI-B com aço silício convencional. ....	135
Figura 6.4 – Curvas de indutância de magnetização do transformador de LF com aços da Aperam e Nippon Steel. ....	135
Figura 6.5 – Sobretensões durante transitório de manobra do transformador de LF .....	136
Figura 6.6 – Corrente transitória aplicada no modelo do transformador de LF no FEMM com aço da Nippon Steel. ....	137
Figura 6.7 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF no FEMM com .....	137
Figura 6.8 – Curvas de indutância de magnetização do transformador de LF núcleo conforme projeto e aumento de 10% da área da seção transversal. ....	138
Figura 6.9 – Sobretensões durante transitório de manobra do transformador de LF com .....	139
Figura 6.10 – Corrente transitória aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM com aumento de 10% da área da seção transversal. ....	140
Figura 6.11 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM com aumento de 10% da área da seção transversal. ....	140
Figura 6.12 – Curvas de indutância de magnetização do transformador de LF núcleo conforme modelo e aumento de 25% do número de espiras. ....	141
Figura 6.13 – Sobretensões durante transitório de manobra do transformador de LF com ...	142
Figura 6.14 – Corrente transitória aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM com aumento de 25% do número de espiras. ....	142
Figura 6.15 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM com aumento de 25% do número de espiras. ....	143
Figura 6.16 – Circuito equivalente do transformador de LF em paralelo com filtro RC durante travamento da fase A. ....	146

Figura 6.17 – Circuito equivalente do transformador de LF em paralelo com filtro RC durante travamento da fase A. ....	147
Figura 6.18 – Comparação das curvas na fase A do terminal de alta tensão do transformador para os modelos completo e simplificado: (a) tensão e (b) corrente. ....	148
Figura 6.19 – Forma de onda de corrente e seus harmônicos no transformador de LF em ferrorressonância. ....	149
Figura 6.20 – Forma de onda de tensão e seus harmônicos no transformador de LF em ferrorressonância. ....	150
Figura 6.21 – Simulação da ferrorressonância com modelo não-linear do transformador de LF considerando aumento de 25% no número de espiras e com filtro RC (a) Tensão simulada no terminal de AT do transformador (b) Corrente simulada no terminal de AT do transformador. ....	151
Figura A.1 – Produção de aço mundial. ....	172
Figura A.2 – Parque de produção de aço do Brasil. ....	173
Figura A.3 – Fluxograma simplificado dos principais processos de fabricação de aço. ....	175
Figura A.4 – Produção de aço bruto por processo. ....	175
Figura A.5 – Indicativos de intensidade de energia e de emissão de CO <sub>2</sub> do aço bruto, de acordo com metodologias de IEA e WSA. ....	177
Figura A.6 – Forno elétrico a arco. ....	177
Figura A.7 – Projeto de um EAF moderno. (1) transformador, (2) conjunto de cabos flexíveis, (3) condutores de alta corrente elétrica, (4) garras de eletrodo, (5) braços, (6) duto refrigerado a gás de exaustão, (7) alojamento superior (refrigerado a água painéis) (8) superestrutura, (9) carcaça inferior, (10) rack, (11) abóboda refrigerada a água, (12) mecanismo de basculamento e (13) central hidráulica. ....	178
Figura A.8 – Topologia de um retificador de tiristor no sistema de EAF CC. ....	179
Figura A.9 – Operação de um EAF que emprega duas cargas e um vazamento. ....	180
Figura A.10 – Shredder. ....	180
Figura A.11 – Característica do arco. ....	182
Figura B.1 – Alternativas de conexão em instalações em aciarias elétricas. ....	185
Figura B.2 – Disjuntor a vácuo. ....	187
Figura B.3 – Módulo de interrupção à vácuo. ....	188

Figura B.4 – Disjuntor com mecanismo operado por servomotores. ....	189
Figura B.5 – Reator em série com núcleo de ar.....	191
Figura B.6 – Características de potência ativa versus corrente do arco e FP versus corrente do arco (a) Transformador no tap superior (b) Transformador no tap inferior. ....	193
Figura C.1 – Formas de ondas monofásicas de arco. ....	198
Figura C.2 – Registros de $i_A$ , $i_B$ e $i_C$ obtidos em campo durante a fase de perfuração do EAF .....	199
Figura C.3 – Componentes de sequência positiva e negativa das inter-harmônicas e .....	200
Figura C.4 – Modulação de amplitude produzida por <i>flicker</i> .....	202
Figura C.5 – Ilustração de forças atuando em elementos condutores devido a curto-circuito com vetores de densidade de fluxo de fuga arbitrários, $B_1$ e $B_2$ .....	204
Figura C.6 – <i>Pre-strike</i> durante fechamento do VCB. ....	207
Figura C.7 – <i>Current chopping</i> e a sobretensão resultante.....	208
Figura C.8 – Sobretensões sobre abertura do VCB. ....	209
Figura C.9 – Circuito demonstrando <i>virtual current chopping</i> . ....	210
Figura C.10 – Circuito RLC série simples para explicação. ....	211
Figura C.11 – Circuito ferorrressonante série. ....	212
Figura C.12 – Gráficos que apresentam solução aumentando (a) a fonte de tensão E (b) o valor C do capacitor.....	212
Figura C.13 – Condições periódicas de ferorrressonância. ....	213

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Tabela de Classificação de Fenômeno e Faixas de Frequência de Transitórios em Sistemas de Potência .....	36
Tabela 3.1 – Comparação entre solução convencional para EAF e novas tecnologias.....	66
Tabela 4.1 – Informações do transformador de LF. ....	70
Tabela 4.2 – Comparação de valores de indução magnética obtidas nos modelos 2D elaborados nos <i>softwares</i> FEMM e Elmer. ....	88
Tabela 4.3 – Parâmetros do transformador de LF obtidos no ensaio com carga.....	94
Tabela 4.4 – Parâmetros do transformador de LF obtidos no ensaio com carga.....	95
Tabela 4.5 – Comparação dos parâmetros do modelo eletromagnético do transformador de LF. no TAP 1.....	96
Tabela 4.6 – Comparação dos parâmetros do modelo eletromagnético do transformador de LF no TAP 13.....	96
Tabela 4.7 – Comparação dados do transformador de LF e subestação.....	98
Tabela 5.1 – Valores dos parâmetros dos equipamentos simulados.....	103
Tabela 5.2 – Amplitude das correntes medidas e simuladas em cada fase .....	110
Tabela 5.3 – Valores normativos de impulso atmosférico e estimativas de impulso de manobra .....	113
Tabela 5.4 – Resultados das simulações realizadas no FEMM para verificar impactos no transformador de LF para algumas condições operacionais.....	129
Tabela 6.1 – Resultados dos impactos no transformador de LF após modificações no dimensionamento durante aplicação das correntes obtidas durante chaveamento do disjuntor. ....	144
Tabela 6.2 – Valores estimados de peso e custo do aço silício e cobre para um novo transformador de forno. ....	144

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

3Ø	Sistema trifásico
ASR	<i>Active Series Reactor</i>
AT	Alta Tensão
B	Densidade de fluxo magnético
BF-BOF	<i>Blast Furnace to Basic Oxygen Furnace</i>
B(H)	Curva de magnetização do material
BOF	<i>Basic Oxygen Furnace</i>
BT	Baixa Tensão
C	Capacitância dos cabos e do filtro supressor de surto
ca	Corrente Alternada
CAT_BT	Capacitância entre o enrolamento de BT e terra
CBT_T	Capacitância entre o enrolamento de BT e o tanque
cc	Corrente Contínua
C <sub>filtro</sub>	Capacitância do filtro RC
CO <sub>2</sub>	Dióxido de Carbono
cosφ	Fator de Potência
C <sub>s</sub>	Capacitor de surto
E	Capacidade de energia absorvida do para-raio
EAF	<i>Electric Arc Furnace</i>
EMTP	<i>Electromagnetic Transients Program</i>
Eref	Energia ou tensão de referência
F	Força radial devido à curto-circuito
f	Frequência nominal da rede em (Hz)
FEMM	<i>Finite Element Method Magnetics</i>
FF	Fase-Fase
FMM	Forças Magnetomotrizes
FP	Fator de Potência
FT	Fase-Terra
GND	Terra (Ground)
HV	<i>High voltage</i>
i	Corrente do arco ou corrente do circuito, com seus harmônicos

$i_0$	Corrente de magnetização em (%) da corrente nominal
$i_1$	Corrente fundamental do arco
IA_AT / IA_BT / IAT	Correntes nos enrolamentos de AT e BT
$I_{descarga}$	Corrente nominal de descarga do para-raio
IEA	<i>Internacional Energy Agent</i>
$I_{ref}$	Corrente de referência do para-raio no modelo utilizado do Matlab/Simulink
L	Comprimento do enrolamento
$L_{am}$	Enlace de fluxo magnético
$L_{arc}$	Comprimento do arco
$L_c$	Soma de todas as indutâncias
LD	<i>Linz Donawitz</i>
LF	<i>Ladle Furnace</i>
$L_m$	Indutância de magnetização
LSH	Indutância de dispersão
LV	<i>Low voltage</i>
N	Relação de espiras entre enrolamentos
NBI	Nível Básico de Isolamento
OIP	<i>Oil-Impregnated Paper</i>
P	Potência Ativa fornecida pela fonte
$P_a$	Transferência da Potência Ativa para arco
Paraview	Software para visualização científica de dados 3D
PCC	Ponto de conexão comum
$P_{lt}$	Medida de percepção de curto prazo de <i>flicker</i> obtida por um intervalo de dez minutos
$P_{st}$	Medida de percepção de longo prazo de <i>flicker</i> obtida por um período de duas horas
pu	Per unit, sistema de valores normalizados
RC	Resistor e Capacitor
RC (filtro)	Filtro resistivo-capacitivo
$R_{filtro}$	Resistência do filtro RC

$R_s$	Resistor de surto
$R_{th}, L_{th}$	Resistência e indutância equivalentes de Thevenin
S1	Potência aparente do transformador de subestação
S2	Potência aparente do transformador do forno
SAT	Estado de saturação magnética do núcleo
SF6	Hexafluoreto de Enxofre
SVC	<i>Static VAR Compensator</i>
TAP	Posição do comutador de derivação do transformador
THD	<i>Total Harmonic Distortion</i>
TR1	Transformador de subestação
TR2	Transformador do forno
TRV	<i>Transient Recovery Voltage</i>
$U_c$	Tensão de operação contínua em RMS
$U_r$	Tensão de referência do para-raio em RMS
$U_{ref}$	Tensão de referência do para-raio em RMS no modelo utilizado do Matlab/Simulink
$U_s$	Tensão máxima do sistema, em RMS, ao qual o para-raio está submetido
V	Tensão nominal da rede em (kV)
$V_1$	Tensão de circuito aberto entre o eletrodo e a sucata
$v_a$	Tensão do arco
$V_{arc}$	Tensão entre o eletrodo e o material metálico
$V_c$	Queda de tensão sobre capacitor
VCB	<i>Vaccum Circuit Breaker</i>
$V_L$	Queda de tensão sobre indutor
$V_r$	Onda fundamental das quedas de tensão no arco e em toda a resistência do circuito
$V_{rede\_3\emptyset}$	Tensão da rede trifásica
$V_{sub}$	Tensão na subestação
WSA	<i>World Steel Association</i>
$X_C$	Impedância capacitiva
$X_{L-linear}$	Impedância indutiva na região linear

$X_{L-sat}$	Impedância indutiva na região saturada
$X/R$	Relação entre reatância e resistência
$Z1$	Impedância de curto-circuito do transformador de subestação
$Z2$	Impedância de curto-circuito do transformador do forno
$Z3$	Impedância do reator série
$Z4$	Cabo ou impedância de linha entre o transformador da subestação e a subestação do EAF
$Z5$	Impedância do forno (fechamento delta, cabos flexíveis, braços de eletrodo e eletrodos)
$Z_{sub}$	Impedância equivalente na subestação

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>25</b>
1.1	Objetivo .....	28
1.2	Contribuições .....	28
1.3	Publicações .....	29
1.4	Metodologia .....	29
1.5	Organização do texto .....	31
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTOS E DESAFIOS TECNOLÓGICOS DE TRANSFORMADORES DE POTÊNCIA .....</b>	<b>32</b>
2.1	Introdução .....	32
2.2	Fundamentos de transformadores de potência.....	32
2.3	Estado da arte de transformadores de potência.....	33
2.4	Análise de falhas em transformadores de potência.....	34
2.5	Modelos dos transformadores .....	35
2.6	Tipos de Transformadores .....	39
2.7	Comparação Tecnológica de Transformadores para Fornos Elétricos e de Potência	40
	2.7.1 Núcleo .....	41
	2.7.2 Enrolamentos.....	44
	2.7.3 Isolamento .....	47
	2.7.4 Suportabilidade de curtos-circuitos.....	48
	2.7.5 Tanque.....	49
	2.7.6 Sistema de refrigeração .....	50
	2.7.7 Buchas .....	51
2.8	Conclusões .....	51
<b>3</b>	<b>ESTADO DA ARTE EM TRANSFORMADORES DE FORNOS A ARCO E FORNOS PANELA .....</b>	<b>53</b>

3.1	Introdução .....	53
3.2	Operação dos Fornos a Arco e Fornos-Panela.....	53
3.2.1	Transitórios de manobras .....	55
3.2.2	Ferorressonância .....	57
3.3	Normas técnicas de transformadores .....	58
3.4	Mecanismos de falhas nos transformadores devido a transitórios de manobras 60	
3.5	Mecanismos de falhas nos transformadores devido à ferorressonância .....	63
3.6	Soluções com dispositivos empregando eletrônica de potência .....	63
3.7	Conclusões .....	67
<b>4</b>	<b>MODELAGEM DO TRANSFORMADOR DE FORNO-PANELA PARA FRENTES DE ONDAS LENTAS .....</b>	<b>69</b>
4.1	Introdução .....	69
4.2	Dados do transformador do Forno-Panela .....	69
4.3	Cálculo analítico das impedâncias .....	73
4.3.1	Indutância de dispersão .....	73
4.3.2	Resistência ôhmica.....	74
4.3.3	Perdas no núcleo .....	75
4.3.4	Indutância de magnetização .....	75
4.3.5	Capacitâncias.....	78
4.4	Parâmetros obtidos utilizando elementos finitos .....	79
4.4.1	Indutância de dispersão .....	79
4.4.2	Resistência ôhmica.....	81
4.4.3	Indutância de magnetização .....	83
4.4.4	Capacitâncias.....	85
4.4.5	Validação do modelo em elementos finitos .....	86
4.5	Cálculo dos parâmetros através de medições experimentais .....	92

4.5.1	Ensaio de perdas com carga .....	93
4.5.2	Ensaio de perdas a vazio .....	94
4.5.3	Ensaio de fator de potência .....	95
4.6	Comparação dos resultados .....	95
4.7	Comparação dos modelos de transformadores Forno-Panela e convencional	98
4.8	Conclusões .....	100
<b>5</b>	<b>IMPACTO DE TRANSITÓRIOS EM TRANSFORMADOR DE FORNO-PANELA</b>	<b>102</b>
5.1	Introdução .....	102
5.2	Sistema elétrico estudado.....	102
5.3	Comparação entre resultados dos modelos do transformador .....	104
5.4	Resultados experimentais .....	108
5.5	Transitórios de manobra .....	111
5.6	Ferorressonância.....	115
5.7	Impactos em transformadores de LF provocados por transitórios.....	116
5.7.1	Aplicação de corrente nominal a vazio .....	117
5.7.2	Aplicação de corrente obtida durante transitório de manobra .....	120
5.7.3	Aplicação de corrente obtida durante ferorressonância.....	123
5.7.4	Aplicação de corrente de curto-circuito trifásico .....	125
5.8	Conclusões .....	129
<b>6</b>	<b>MITIGAÇÃO DE FALHAS EM TRANSFORMADORES APLICADOS EM FORNOS ELÉTRICOS</b>	<b>131</b>
6.1	Introdução .....	131
6.2	Possíveis soluções para mitigar falhas nos transformadores de fornos elétricos	131
6.3	Parâmetros que influenciam no transformador durante transitórios de manobras	133

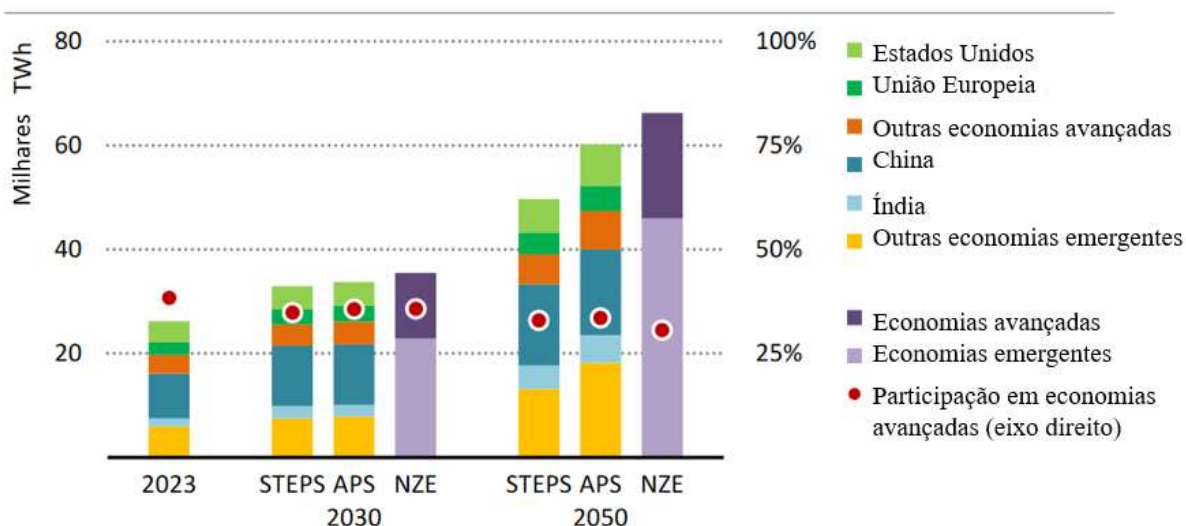
6.4	Modificações no dimensionamento do transformador de LF para reduzir impactos dos transitórios de manobras .....	134
6.4.1	Modificação do aço silício .....	135
6.4.2	Aumento da área transversal do núcleo .....	138
6.4.3	Aumento do número de espiras.....	141
6.5	Parâmetros que influenciam para a ocorrência da ferorrressonância.....	145
6.6	Propostas para reduzir impactos da ferorrressonância.....	149
6.7	Conclusões .....	152
<b>7</b>	<b>CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE .....</b>	<b>153</b>
7.1	Conclusões .....	153
7.2	Propostas de Continuidade.....	155
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>157</b>
	<b>APÊNDICE A – REVISÃO DO PROCESSO DO EAF E LF .....</b>	<b>172</b>
	<b>APÊNDICE B – COMPONENTES DO SISTEMA ELÉTRICO DO EAF E LF .....</b>	<b>184</b>
	<b>APÊNDICE C – PRINCIPAIS DISTÚRBIOS DO EAF E LF.....</b>	<b>197</b>

# Capítulo 1

## 1 INTRODUÇÃO

A energia elétrica desempenha um papel fundamental no contexto global, sendo essencial para o desenvolvimento econômico, social e tecnológico dos países. De acordo com IEA (2024) (*International Energy Agency*), a demanda global de eletricidade em 2023 foi de 26.000 TWh. Projeta-se que essa demanda aumentará significativamente até 2050, atingindo entre 50.000 e 65.000 TWh. A Figura 1.1 apresenta o crescimento da demanda de eletricidade de 2023 a 2050, de acordo com três cenários estudados pelo IEA: STEPS (*Stated Policies Scenario*), APS (*Announced Pledges Scenario*) e NZE (*Net Zero Emissions by 2050 Scenario*). Esse crescimento é impulsionado pelo consumo da indústria leve, mobilidade elétrica, refrigeração de data centers e IA (IEA, 2024).

Figura 1.1 – Demanda de eletricidade por país/região e cenário, 2023, 2030 e 2050.

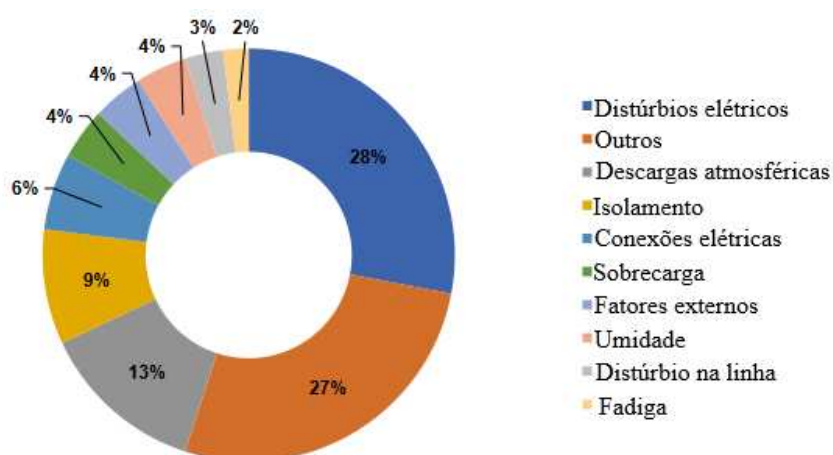


Fonte: (IEA, 2024)

Dentre os diversos dispositivos que compõem um sistema elétrico, os transformadores de potência são representativos. Além de adequar os níveis de tensão para viabilizar a transmissão da energia elétrica gerada e sua distribuição para os consumidores, eles também contribuem para o isolamento elétrico e a integração de fontes de geração e cargas diversas (Aj et al., 2018). A crescente demanda global por energia elétrica tem levado os transformadores de potência a operarem sob condições cada vez mais exigentes. Esse aumento de esforço operacional acelera o envelhecimento desses equipamentos e eleva a probabilidade de falhas. Quando ocorrem, essas falhas podem causar interrupções prolongadas no fornecimento de

energia e gerar prejuízos econômicos significativos, tanto pela paralisação dos serviços quanto pelos altos custos de substituição ou reparo (Metwally, 2011). Um estudo realizado pelo CIGRE (*Conseil International des Grands Réseaux Électrique*) ao longo de 20 anos apontou que as principais causas de falhas de transformadores de potência são os distúrbios elétricos e descargas atmosféricas, que representam 41% do total das falhas conforme ilustrado na Figura 1.2. Esses incidentes são relacionados a sobretensões de manobras, picos de tensão, falhas de linhas (ou *flashovers*) (Ramirez, 2021; Tenbohlen; Jagers; Vahidi, 2017).

Figura 1.2 – Causas de falhas em transformadores.



Fonte: (Ramirez, 2021)

Existem diversas aplicações para transformadores de potência, cada qual com sua particularidade. Os aplicados a Fornos Elétricos a Arco (ou *Electric Arc Furnace – EAF*) e a Fornos Panela (ou *Ladle Furnace – LF*) são equipamentos fundamentais para produção de aço nas usinas siderúrgicas (Marchi et al., 2016). A falha desses transformadores resulta em elevadas perdas de lucro cessante durante interrupções de produção, que podem ultrapassar seis meses, além dos altos custos de reparo ou substituição (Scatiggio et al., 2024). Esses equipamentos operam sob condições mais severas do que os transformadores utilizados em sistemas de transmissão ou distribuição, devido à natureza da carga e aos distúrbios aos quais estão expostos, como baixa qualidade de energia, curtos-circuitos, repetitivos transitórios de manobra e ferrorressonância (Maia; Onofri, 2022; Patil; Singh; Jarial, 2020; Singh et al., 2020). Assim, os transformadores de fornos devem ser projetados de forma especial.

Grande parte das pesquisas neste sistema têm se concentrado principalmente em problemas decorrentes da baixa qualidade de energia e de curtos-circuitos. Ebrahim (2023) apresenta simulações computacionais com filtros ativos dimensionados para reduzir

harmônicos a valores abaixo dos limites normatizados. Moghaddami et al. (2016) propõem métodos para averiguar os impactos de curtos-circuitos utilizando simulações em elementos finitos. Contudo, estudos recentes relatam ocorrência de danos em transformadores de Fornos a Arco causados por sobretensões de chaveamento, geradas durante os repetitivos acionamentos dos disjuntores a vácuo em sistemas de alta indutância (Nikolaev et al., 2023). Além disso, investigações indicam falha em transformador de EAF causada por ressonância (Boonseng; Boonseng; Kularbphettong, 2020).

Os efeitos no isolamento de transformadores de distribuição causados pelo chaveamento de disjuntores a vácuo em sistemas de alta indutância têm sido objeto de pesquisa nos últimos anos (Florkowski et al., 2020). Embora também possam estar sujeitos a transitórios de manobra, esses eventos em transformadores de distribuição geralmente ocorrem de forma esporádica, associados a manutenções programadas ou falhas na rede, totalizando apenas alguns episódios por mês. Por outro lado, os transformadores de fornos elétricos enfrentam tais fenômenos com maior frequência e intensidade, alcançando centenas de manobras por dia (Ries, 2001; Maia; Onofri, 2022). Pesquisas em relação às sobretensões provenientes de transitórios em fornos elétricos oferecem explicações sobre o fenômeno e apresentam estratégias de mitigação com dispositivos de proteção externa (El-Bages et al., 2015; Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Onofri; Maia, 2022; Wagner, 2018). Contudo, a probabilidade de ocorrência dessas sobretensões permanece elevada, mesmo com a adoção de circuitos de proteção externos. Nikolaev et al. (2023) sugerem uma modificação do sistema de automação do processo de elevação dos eletrodos, com a adição de um atraso de 2 a 3 segundos, com o objetivo de reduzir os efeitos desses transitórios. Essa medida evita o desligamento abrupto enquanto os arcos ainda estão ativos, condição que pode gerar sobretensões. No entanto, essa abordagem apresenta limitações práticas, pois ajustes no sistema de controle exigem calibração cuidadosa e podem gerar erros na implementação.

Apesar do grande número de trabalhos publicados, o conhecimento sobre os efeitos que os transitórios podem provocar internamente a esses transformadores ainda é limitado. Em aplicações de sistemas de potência em regime quase-estacionário, os transformadores são tratados como elementos passivos e lineares em modelagens de redes elétricas (Pires Corrêa; Henrique Teles Vieira, 2021). Em algumas situações, a simplificação do modelo restringe a compreensão de fenômenos transitórios aos quais os transformadores aplicados a fornos elétricos estão expostos. Além disso, os testes de rotina previstos nas normas técnicas abordam transitórios de manobra apenas para transformadores acima de 230 kV, excluindo os

transformadores de fornos que operam com tensões inferiores a 69 kV, e não fornecem diretrizes sobre testes relacionados à ferorrressonância (ABNT NBR 5356, 2007a; Freire, 2006; IEC 60076-3, 2000a). Assim, são necessários modelos adequados que considerem as especificidades do seu projeto e a severidade das condições operacionais. Este modelo deve ser capaz de avaliar o desempenho e melhorar seu dimensionamento. A utilização de métodos de elementos finitos complementa essa abordagem, fornecendo subsídios para sua validação e aprimoramento.

Neste trabalho é apresentada uma modelagem computacional que avalia o comportamento não linear de transformadores aplicados a Fornos a Arco elétrico (EAF) e Fornos-Panela (LF). A pesquisa se concentra nos impactos dos transitórios nesses transformadores, permitindo estudar o desempenho eletromagnético, o qual pode ser mitigado durante o seu projeto.

## 1.1 Objetivo

O objetivo geral desta pesquisa é utilizar um modelo desenvolvido para transformadores aplicados a fornos elétricos que permita identificar e quantificar seu desempenho. Potenciais melhorias são abordadas através de proposições de alterações no dimensionamento do transformador visando a mitigação de falhas provocadas por transitórios.

São objetivos específicos deste estudo:

- Validar uma modelagem computacional que represente o comportamento não linear dos transformadores aplicados a fornos elétricos em condições operacionais de transitórios elétricos.
- Estudar o impacto de transitórios de manobras e ferorrressonância em transformadores de fornos elétricos, sob a ótica de elementos finitos, onde é possível avaliar o fluxo magnético e esforços mecânicos.
- Identificar elementos no dimensionamento dos transformadores que permitam mitigar possíveis falhas provocadas por transitórios em operação.

## 1.2 Contribuições

A principal contribuição deste trabalho consiste em modelar o desempenho do transformador frente a transitórios através de um modelo não linear. Esta perspectiva permite identificar elementos chave de sua operação que demandam alterações em seu projeto.

Adicionalmente, as seguintes contribuições individuais podem ser destacadas:

- Simplificação de um modelo do transformador com parâmetros concentrados, visando caracterizar o comportamento frente a distúrbios transitórios, sejam estes de manobras ou ferorrressonância.
- Comparação entre valores de parâmetros do transformador de forno e transformador aplicados a transmissão ou distribuição, analisando sua influência em diferentes condições operacionais.
- Análise do desempenho dinâmico e do comportamento eletromagnético de transformadores aplicados a fornos elétricos, por meio de simulações computacionais em elementos finitos, proporcionando subsídios para alterações do dimensionamento.
- Estudo dos efeitos da ferorrressonância em sistemas elétricos de Fornos a Arco (EAF) e fornos de indução (LF).

### 1.3 Publicações

Durante o desenvolvimento da tese de doutorado foram realizadas as seguintes publicações:

1. MAIA, Thales A. C.; ONOFRI, Virna C. Survey on the electric arc furnace and ladle furnace electric system. *Ironmaking & Steelmaking*, v. 49, n. 10, p. 976-994, 2022.
2. ONOFRI, Virna C.; MAIA, Thales A. C. Fault analysis of a ladle furnace transformer caused by switching transient and ferroresonance. In: *INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING AND EMERGING TECHNOLOGIES (ICEET), 2022*. Anais [...]. [S.l.]: IEEE, 2022. p. 1-6.
3. ONOFRI, Virna Costa; MAIA, Thales Alexandre Carvalho; FILHO, Braz José Cardoso. Assessment of non-linear modeling of ladle furnace transformer using finite element analysis. *Machines*, v. 12, n. 12, p. 900, 2024.

### 1.4 Metodologia

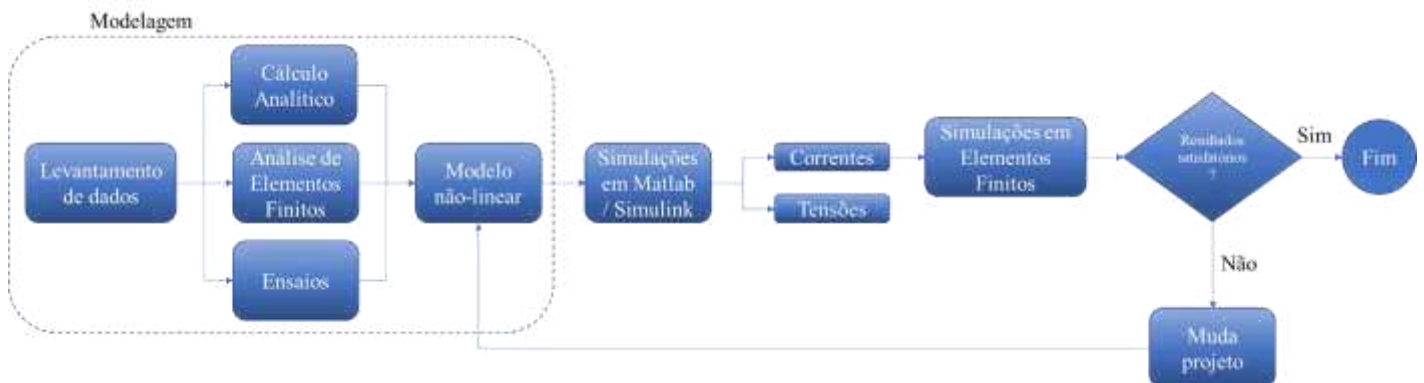
Para alcançar o objetivo geral desta pesquisa, foram realizadas simulações computacionais seguindo o fluxograma ilustrado na Figura 1.3. O sistema elétrico do EAF e LF, especialmente o transformador, foi modelado levando em consideração a faixa de

frequência de 50 Hz a 20 kHz, caracterizados como eventos de frentes de ondas lentas. Optou-se por realizar os estudos com um sistema de Forno-Panela, cujos dados foram obtidos de sua instalação e do fabricante. Os parâmetros do transformador de LF para baixa frequência e transitórios de frentes de onda lenta foram obtidos através de três diferentes métodos: cálculo analítico, análise de elementos finitos e medições experimentais. Os resultados obtidos por meio desses três métodos foram comparados e discutidos para determinar os parâmetros a serem utilizados no modelo proposto. Esse modelo foi validado através de simulações em elementos finitos em 3D e por medições experimentais.

Posteriormente, foram realizadas simulações para verificar as curvas de corrente e tensão nos terminais de alta tensão do transformador de LF. Essas curvas foram geradas em resposta aos transitórios de manobras e ferroressonância. As correntes obtidas foram aplicadas e avaliadas em uma simulação bidimensional em elementos finitos. Em seguida, foram analisadas as tensões mecânicas radiais e axiais nos enrolamentos e o seu respectivo desempenho em fluxo magnético.

Por fim, foram pontuadas características no dimensionamento para minimizar os efeitos negativos que esses distúrbios podem causar no transformador. Para isso, foram identificados os parâmetros do transformador diretamente associados aos elevados picos de sobretensões e sobrecorrentes nos seus terminais durante a ocorrência dos distúrbios. Na sequência, foram propostas as alterações no dimensionamento do transformador. Novas simulações computacionais foram realizadas para verificar as curvas de tensão e corrente após a modificação e avaliar a amplitude das tensões mecânicas axiais e radiais em cada bobina e saturação do núcleo.

Figura 1.3 – Fluxograma simplificado das simulações.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

## 1.5 Organização do texto

Este trabalho está organizado em 7 capítulos e 3 apêndices, incluindo esta Introdução.

O **Capítulo 2** apresenta uma revisão bibliográfica sobre os fundamentos e o estado da arte de transformadores de potência, analisando suas falhas, tecnologias e modelos consagrados. Na sequência, foram discutidos os transformadores aplicados em Fornos Elétricos a Arco e Fornos-Panela, destacando as diferenças em relação aos transformadores convencionais.

O **Capítulo 3** contextualiza a condição operacional dos Fornos a Arco e Fornos-Panela, abordando os problemas que os transformadores aplicados neste processo enfrentam durante a operação. Foram discutidos os mecanismos de falha dos transformadores em decorrência de transitórios de manobra e ferrorressonâncias, além das soluções tecnológicas existentes e os desafios atuais.

No **Capítulo 4**, propõe-se um modelo do transformador a ser estudado. A determinação dos valores dos parâmetros foi realizada por meio de três métodos: cálculo analítico, análise de elementos finitos e medições experimentais. Este modelo foi validado e comparado com transformadores convencionais.

No **Capítulo 5**, verifica-se o desempenho dinâmico do transformador estudado por meio de simulações computacionais, utilizando os *softwares* Matlab/Simulink e FEMM. Foram analisados os impactos das sobrecorrentes provocadas por transitórios de manobra e ferrorressonâncias no transformador modelado.

No **Capítulo 6**, foi proposta a mitigação das falhas nos transformadores de fornos. A validade das modificações propostas no dimensionamento do transformador foi verificada, bem como a eficácia em reduzir os impactos dos distúrbios estudados no transformador.

O **Capítulo 7** apresenta as conclusões e traçar propostas de continuidade deste doutorado.

Além disso, foram desenvolvidos três apêndices, que apresentam detalhes adicionais do processo de operação dos EAF e LF na siderurgia, os equipamentos do sistema elétrico e os principais distúrbios.

## Capítulo 2

---

### 2 FUNDAMENTOS E DESAFIOS TECNOLÓGICOS DE TRANSFORMADORES DE POTÊNCIA

#### 2.1 Introdução

Este capítulo discute os fundamentos e o estado da arte dos transformadores de potência, abordando conceitos básicos e avanços recentes voltados à mitigação de falhas. Na sequência, foram analisadas as principais falhas relatadas nesses equipamentos, visando compreender suas vulnerabilidades. Além disso, foram descritos modelos consagrados e diferentes tipos de transformadores de potência. Por fim, foram introduzidos os transformadores de EAF e de LF, destacando suas características construtivas em comparação aos transformadores de potência convencionais.

#### 2.2 Fundamentos de transformadores de potência

Transformadores são equipamentos elétricos utilizados para transformação de tensão e corrente entre dois circuitos, mantendo a potência transferida, exceto por pequenas perdas (Del Vecchio et al., 2017). A invenção do primeiro transformador é atribuída aos engenheiros húngaros Karoly Zipernowsky, Otto Blathy e Miksa Deri em 1885 (Jeszenszky, 1996). O dispositivo tinha um núcleo toroidal fechado feito de fio de ferro e foi, inicialmente, empregado em um circuito de iluminação (Del Vecchio et al., 2017).

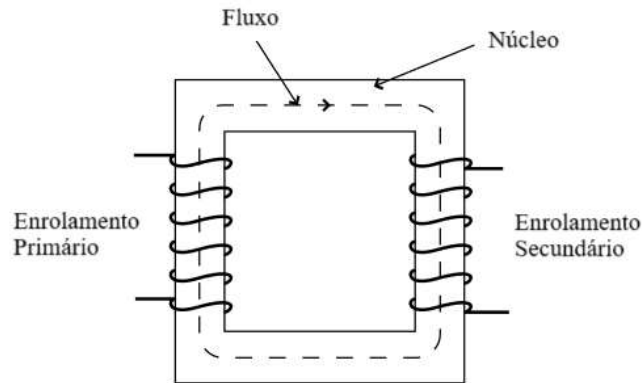
A operação do transformador se baseia no princípio da indução descoberto por Faraday em 1831. Quando um fluxo magnético variável interage com um circuito, uma tensão ou força eletromotriz (fem) é induzida no circuito. A tensão induzida ( $e$ ) é proporcional ao número de espiras ( $N$ ) enlaçadas pelo fluxo variável ( $\Phi$ ), de acordo com Equação (2.1).

$$e = -N \cdot \frac{\partial \Phi}{\partial t} \quad (2.1)$$

Um transformador é composto basicamente pelo núcleo e por enrolamentos, como ilustrado na Figura 2.1 (Harlow, 2017). O núcleo é feito de materiais ferromagnéticos, cuja eficiência depende da qualidade deste material. A Equação (2.2) descreve a não-linearidade que caracteriza o comportamento magnético do material ferromagnético. Os enrolamentos são

constituídos por fios condutores de cobre ou alumínio, e estão dispostos ao redor do núcleo. O enrolamento primário é conectado à fonte de energia, enquanto o enrolamento secundário fornece energia à carga (Del Vecchio et al., 2017; Flanagan, 1993; Harlow, 2017; Heathcote; Franklin, 1998a).

Figura 2.1 – Desenho simplificado de um transformador.



Fonte: (Harlow, 2017)

$$\mu = \frac{B}{H} \quad (2.2)$$

### 2.3 Estado da arte de transformadores de potência

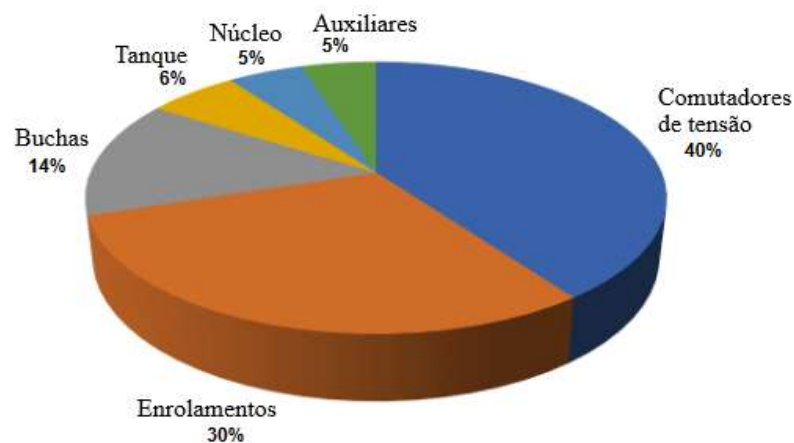
Nos últimos anos, a tecnologia dos transformadores tem sido aprimorada para aumentar sua durabilidade. O desenvolvimento de sistemas de medição e proteção digitais tem sido integrado aos transformadores (Meira et al., 2018). A inclusão de tecnologias digitais permite monitoramento *online* e manutenção mais eficazes, o que prolonga a vida operacional dos transformadores (Jin; Kim; Abu-Siada, 2023; Roychowdhury et al., 2023).

Além disso, atualmente são estudadas melhorias de componentes, como núcleos magnéticos, enrolamentos e materiais isolantes para aumentar o desempenho sob condições de alta tensão (Najgebauer, 2023; Zunino; Sforza; Ferrari, 2023). Estudos recentes apresentam avanços em materiais magnéticos, aprimorando propriedades como o valor da indução magnética de saturação, coercitividade, permeabilidade e perda específica (Najgebauer, 2023). Há ainda estudos recentes que utilizam análises de elementos finitos para comparar materiais de aço silício, visando a redução de perdas e conseqüente aumento da eficiência (Dawood; Tursun, 2024; Zhao et al., 2024).

## 2.4 Análise de falhas em transformadores de potência

A análise de falhas em transformadores é fundamental para compreender as vulnerabilidades desses equipamentos e, assim, investigar formas de minimizar os riscos de paradas operacionais. Conforme apresentado na Figura 2.2, os comutadores de tensão, os enrolamentos e as buchas são identificados, segundo o CIGRE, como os principais componentes suscetíveis a falhas em transformadores de potência (Ramirez, 2021; Tenbohlen; Jagers; Vahidi, 2017).

Figura 2.2 – Componentes defeituosos de transformadores de potência, conforme pesquisa realizada pelo CIGRE.



Fonte: (Ramirez, 2021)

As falhas dos componentes do transformador de potência ocorrem devido a fatores como (Singh; Singh, 2016):

- Comutadores de tensão: decorrem de problemas de natureza mecânica, desgaste de contatos, procedimentos de manutenção inadequados e deterioração do óleo isolante da chave de carga;
- Enrolamentos: Os enrolamentos geralmente falham devido a curtos-circuitos ou sobretensões transitórias. O isolamento sólido é o elo mais fraco no sistema de isolamento do transformador.
- Buchas: O principal modo de falha das buchas é o curto-circuito devido a defeitos nos isolamentos ou danos na porcelana;
- Tanque: Arcos internos em um transformador a óleo podem vaporizar instantaneamente o óleo circundante, resultando em alta pressão de gás dentro do transformador e rompimento do tanque;

- Núcleo: O núcleo pode saturar devido à magnetização DC ou deslocamento do aço do núcleo durante a construção do transformador. Ambos os fenômenos elevam a relutância magnética ou deslocam o ponto de operação do aço para a região de saturação, resultando em aumento das correntes de excitação, elevação das perdas, aquecimento anormal e possível degradação do isolamento, podendo levar à falha do transformador.

Os modos de falha descrevem também a sua natureza, identificando a maneira pela qual o componente deixa de funcionar adequadamente. Os modos de falha do transformador foram classificados conforme listado a seguir (Tenbohlen; Jagers; Vahidi, 2017):

- Dielétrico: descarga parcial ou *flashover*;
- Elétrico: circuito aberto, curto-circuito, junta deficiente, falha no contato;
- Térmico: superaquecimento geral, pontos quentes localizados;
- Físico-químico: contaminação (umidade, partículas, gás), corrosão;
- Mecânico: curvatura, quebra, deslocamento, afrouxamento.

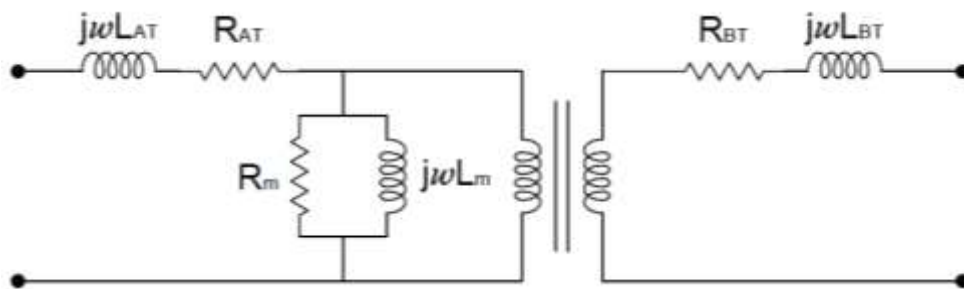
Uma pesquisa liderada pelo CIGRE revelou que as falhas do modo dielétrico foram as que mais contribuíram em transformadores de potência (Tenbohlen; Jagers; Vahidi, 2017). A investigação dos modos de falha em transformadores contribui para a alteração do dimensionamento e da construção desses equipamentos, visando aumentar a confiabilidade do sistema elétrico, minimizando paradas operacionais.

## 2.5 Modelos dos transformadores

A modelagem de transformadores por meio de circuitos equivalentes evoluiu ao longo dos anos e é amplamente utilizada na prática (Del Vecchio et al., 2017; Flanagan, 1993; Harlow, 2017; Heathcote; Franklin, 1998a). Modelos tradicionais lineares, como o ilustrado na Figura 2.3, empregam circuitos equivalentes simplificados com indutâncias e resistências lineares para representar a magnetização, o fluxo de dispersão e as perdas dentro do transformador (Harlow, 2017; Pires Corrêa; Henrique Teles Vieira, 2021). Nesta figura,  $L_{AT}$  e  $R_{AT}$  representam, respectivamente, a indutância de dispersão e a resistência dos enrolamentos de alta tensão.  $L_{BT}$  e  $R_{BT}$  correspondem à indutância de dispersão e à resistência dos enrolamentos de baixa tensão. Já  $L_m$  e  $R_m$  representam a indutância de magnetização e as perdas no núcleo. Essas impedâncias são geralmente determinadas por meio de medições experimentais. Embora esses modelos

forneçam uma compreensão básica do funcionamento do transformador, eles não capturam as não-linearidades e as respostas dinâmicas associadas a faixas maiores de frequência. Apesar das limitações inerentes à sua natureza linear, esses modelos continuam a ser relevantes na literatura recente (Ftatsi Mbetmi et al., 2024; Katende; Katende, 2022; León-Martínez et al., 2023; Pires Corrêa; Henrique Teles Vieira, 2021).

Figura 2.3 – Circuito equivalente de um modelo “T” tradicional linear de um transformador de potência monofásico para baixa frequência.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Para representar adequadamente um transformador de potência, o modelo deve ser válido para a faixa de frequência analisada (CIGRE WG 33.02, 1990; Høidalen; Rocha, 2021; Lazzari et al., 2023). Cada faixa está associada a fenômenos transitórios específicos e exige abordagens distintas. Uma referência amplamente adotada é a classificação do CIGRE, que organiza essas faixas conforme apresentado na Tabela 2.1 (CIGRE WG 33.02, 1990):

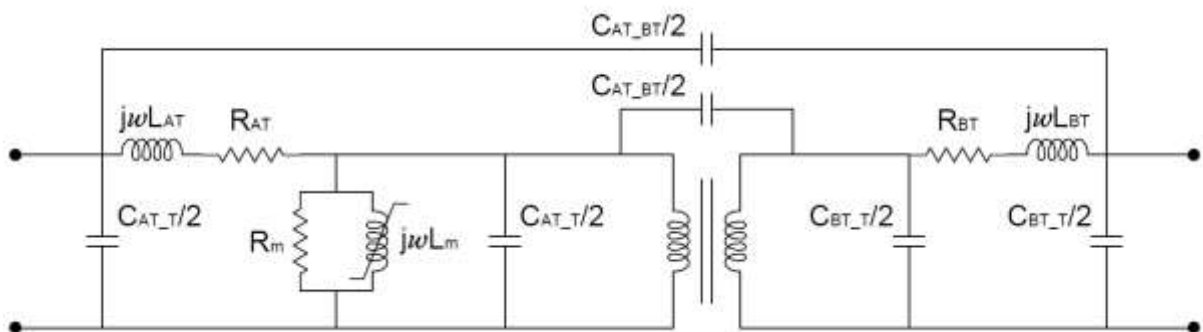
Tabela 2.1 – Tabela de Classificação de Fenômeno e Faixas de Frequência de Transitórios em Sistemas de Potência

<b>Origem</b>	<b>Faixa de Frequência</b>	<b>Tipo de Transitório</b>
Ferroressonância	0,1 Hz a 1 kHz	Baixa frequência
Rejeição de cargas	0,1 Hz a 3 kHz	Baixa frequência
Proteção contra faltas	50 Hz a 3 kHz	Baixa frequência
Chaveamento	50 Hz a 20 kHz	Frente onda lenta
Descargas atmosféricas	10 kHz a 3 MHz	Frente onda rápida
Chaveamentos em GIS	100 kHz a 50 MHz	Frente onda muito rápida

Fonte: (CIGRE WG 33.02, 1990)

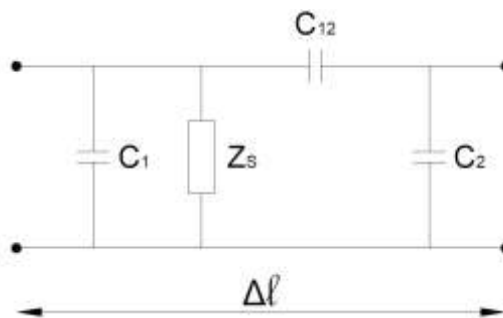
O CIGRE (1990) apresenta modelos distintos para cada faixa de frequência, classificados em grupos. O Grupo I abrange frequências entre 0,1 Hz e 3 kHz e utiliza o modelo convencional representado na Figura 2.3. Já o Grupo II, adequado para a faixa de 50 Hz a 20 kHz, é ilustrado na Figura 2.4. Para a análise de transitórios de alta frequência, acima de 100 kHz, a modelagem considera um circuito equivalente por unidade de comprimento do enrolamento, conforme apresentado na Figura 2.5. Este modelo é utilizado para caracterizar sobretensões inerentes ao transformador.

Figura 2.4 – Modelo de transformador monofásico CIGRE Grupo II para frentes de onda lentas em média frequência.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 2.5 – Modelo de transformador monofásico CIGRE para frentes de onda muito rápidas em alta frequência.

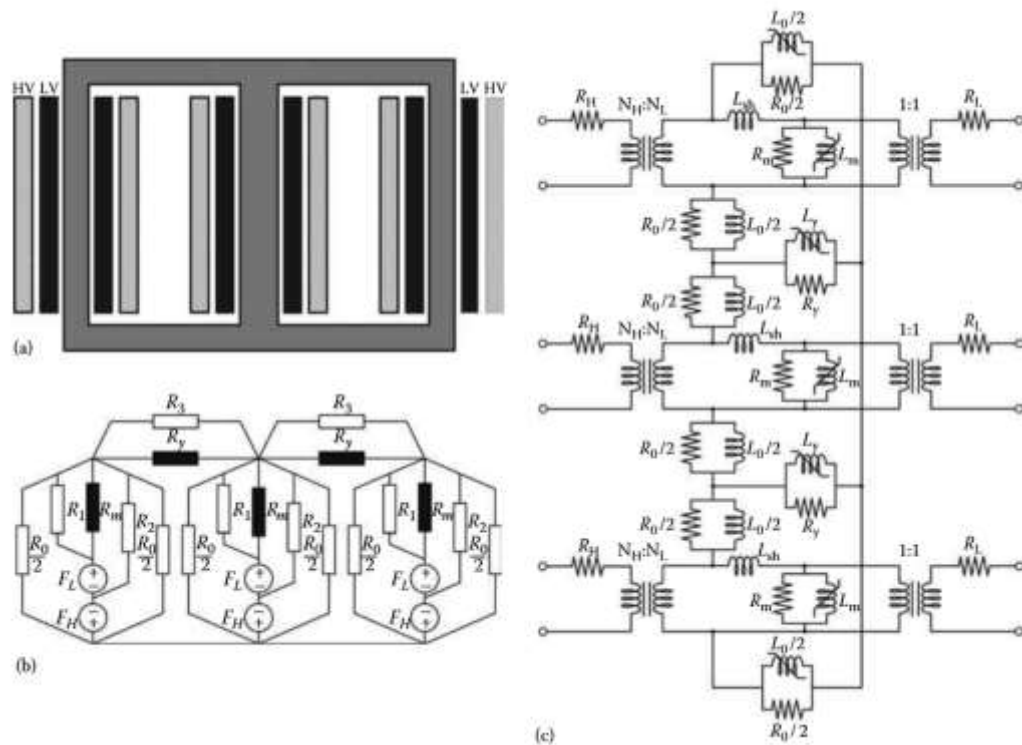


Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Além do modelo tradicional, existem outras formas de se modelar um transformador. Uma outra opção seria através do modelo topológico de transformadores, ilustrado na Figura 2.6, o qual se baseia na analogia entre circuitos elétricos e magnéticos, conhecida como princípio da dualidade. Nessa abordagem, a tensão elétrica é análoga à força magnetomotriz (fmm), a corrente elétrica ao fluxo magnético, e os elementos resistivos e indutivos são

representados por relutâncias magnéticas. Assim, o modelo representa o caminho do fluxo magnético no núcleo do transformador, incluindo relutâncias dos ramos principais e das janelas, e permite a inclusão direta da não linearidade do material magnético por meio da curva de magnetização do aço (Martinez-Velasco, 2017).

Figura 2.6 – Desenho ilustrativo do modelo topológico derivado de dualidade de um transformador trifásico.



Fonte: (Martinez-Velasco, 2017)

No contexto de transformadores aplicados a Fornos Elétricos a Arco (EAF) e Fornos Painéis (LF), este modelo pode representar os efeitos magnéticos internos em baixas frequências. No entanto, o modelo topológico apresenta limitações, principalmente relacionadas à complexidade de implementação e à demanda computacional para sua solução. Essa complexidade decorre da necessidade de obter informações detalhadas do projeto do transformador de forma a representar cada ramo do caminho magnético do núcleo e suas distintas não linearidades. Além disso, não considera os efeitos capacitivos entre enrolamentos e para a terra, os quais se tornam relevantes em estudos de transitórios.

Diante dessas restrições, este trabalho adota o modelo CIGRE Grupo II, que é utilizado em estudos de transitórios de manobra e ferorrressonância. Para verificar a representatividade

desse modelo aplicado a transformadores de fornos, serão realizadas simulações em elementos finitos.

## 2.6 Tipos de Transformadores

Os transformadores podem ser classificados de acordo com sua aplicação, como transformadores de distribuição, deslocamento de fase, retificadores, instrumentação, a seco ou fornos elétricos (Harlow, 2017). Os transformadores de potência podem ser agrupados conforme sua potência. Transformadores abaixo de 500kVA são considerados de distribuição (Harlow, 2017):

- Pequenos: 500 a 7500 kVA;
- Médios: 7500 a 100 MVA;
- Grandes: acima de 100 MVA

Na Figura 2.7 são apresentados os tipos de transformadores mais comuns e suas respectivas aplicações (Harlow, 2017).

Figura 2.7 – Tipos de transformadores de potência.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

## 2.7 Comparação Tecnológica de Transformadores para Fornos Elétricos e de Potência

Os transformadores utilizados em Fornos a Arco elétrico (EAF) e em Forno-Panela (LF) representam uma categoria especial de transformador de potência e são equipamentos valiosos em sistemas elétricos de indústrias siderúrgicas. Sua função principal é adequar energia elétrica para fundir e refinar o material metálico, transformando-o em aço (MAIA; ONOFRI, 2022; MARCHI et al., 2016a). Eles possuem características de projeto distintas, que os diferenciam dos transformadores de potência de distribuição. A Figura 2.8 (a) apresenta uma imagem de um transformador de Forno-Panela, com capacidade de 35 MVA e tensão nominal de 69 kV, enquanto a Figura 2.8 (b) exibe um transformador convencional, de 30 MVA e também 69 kV.

Figura 2.8 – Fotos de transformadores de 69 kV (a) Forno-Panela (b) Convencional



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

As falhas nesses transformadores resultam em elevadas perdas de receita durante o período de inatividade (ABM, 1978; Andrade, 1989; Marchi et al., 2016; Moghaddami; Moghadasi; Sarwat, 2016). Não foram encontrados trabalhos que apresentem estatísticas em relação às falhas específicas para este tipo de aplicação. De toda forma, o investimento em estudos e recursos para evitar falhas é imprescindível, dado o alto custo de aquisição e as

dificuldades associadas à instalação—um transformador de 35 MVA, por exemplo, pesa cerca de 70 toneladas e leva em média 200 dias para ser fabricado.

Os transformadores de Fornos a Arco (EAF) e de Fornos-Panela (LF) apresentam um projeto especial que os diferencia de muitos transformadores de potência convencionais, resultando em um custo mais elevado (Harlow, 2017). Essas unidades devem ser robustamente construídas para atender aos requisitos de carga, pois são suscetíveis a altas correntes secundárias, harmônicos, sobrecargas frequentes, cargas desequilibradas e curtos-circuitos no lado secundário, além de sobretensões no lado primário. As principais diferenças entre os transformadores de EAF e os transformadores de LF são os níveis de potência nominal e as tensões secundárias. Os EAF são projetados para suportar arcos elétricos necessários para derreter a sucata (Ries, 2001). No entanto, demais características construtivas são semelhantes, divergindo dos transformadores convencionais em alguns aspectos relacionados ao núcleo, enrolamentos, isolamento, capacidade de suportar curtos-circuitos, refrigeração e buchas (Del Vecchio et al., 2017; GE, 2024; HITACHI, 2024; SIEMENS, 2017). A seguir, são destacadas as principais diferenças tecnológicas entre os transformadores de fornos elétricos e os transformadores convencionais.

### 2.7.1 Núcleo

O núcleo fornece um caminho necessário para o fluxo magnético. Ele é composto por lâminas finas de materiais ferromagnéticos, como o aço silício, que apresentam alta permeabilidade magnética, além de baixas perdas por histerese e correntes parasitas. Essas lâminas são montadas em camadas, sendo separadas eletricamente por um fino revestimento de material isolante. A permeabilidade do material ferromagnético do núcleo começa a diminuir o seu valor em uma região onde a indução magnética se aproxima do seu valor de saturação (Del Vecchio et al., 2017). A Figura 2.9 ilustra um núcleo de um transformador trifásico.

O aço utilizado no núcleo de transformadores pode ser laminado a quente ou a frio, e pode ter grãos orientados ou não orientados. A espessura das lâminas varia de 0,23 mm a 0,36 mm (Harlow, 2017), e essa fina espessura é fundamental para reduzir as perdas por correntes parasitas.

O calor gerado pelo núcleo do transformador deve ser adequadamente dissipado. Em transformadores de potência de maior porte, podem ser necessários dutos de resfriamento

dentro do núcleo. Eles promovem a convecção e aumentam a área de superfície disponível para resfriamento (Harlow, 2017).

Figura 2.9 – Núcleo montado de um transformador trifásico.

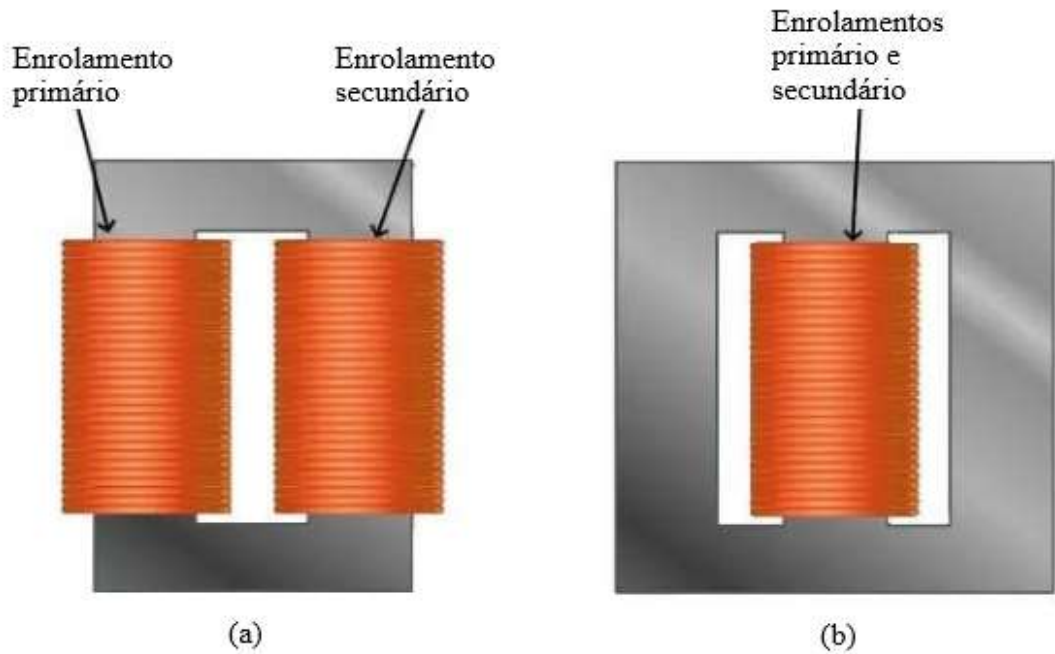


Fonte: (Zenithar, 2024)

O dimensionamento mais comum de um núcleo de um transformador trifásico é de três colunas, com seção transversal circular e sem parafusos atravessando-o (HITACHI, 2024). Os transformadores são classificados em dois tipos de construção: *core type* e *shell type*, conforme ilustrado na Figura 2.10. No *core type*, os enrolamentos primário e secundário são dispostos de forma cilíndrica e concêntrica ao redor das colunas do núcleo. Já no *shell type*, os enrolamentos são circundados pelo núcleo. A escolha entre essas construções depende do custo e das aplicações. O *shell type* é comum em transformadores de distribuição, pois permite envolver o núcleo ao redor dos enrolamentos de forma mais econômica do que no *core type*. Já o *core type* predomina em transformadores de potência de médio e grande porte, oferecendo melhor suportabilidade às cargas de curto-circuito (Del Vecchio et al., 2017).

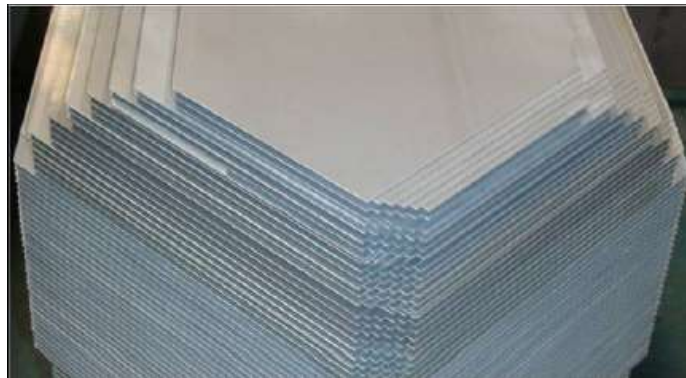
A montagem do núcleo pode seguir método *step lap*, que utiliza o escalonamento das lâminas do núcleo montadas de forma desalinhada, conforme ilustrado na Figura 2.11. Este arranjo proporciona uma transição mais suave do fluxo magnético e reduz as perdas nas juntas do núcleo (Del Vecchio et al., 2002; Heathcote; Franklin, 1998b; Pacific Crest Transformers, 2013a).

Figura 2.10 – Tipo de montagem de núcleo de transformador (a) *Core type* (b) *Shell type*.



Fonte: [https://www.electrical4u.com/shell-type-transformer/#google\\_vignette](https://www.electrical4u.com/shell-type-transformer/#google_vignette) (2024)

Figura 2.11 – Núcleo “*step lap*”.



Fonte: (Pacific Crest Transformers, 2013b)

Além dos aspectos mencionados, os núcleos de transformadores para fornos elétricos devem ser projetados para minimizar o aumento das perdas causadas pela distorção da forma de onda e pelas correntes harmônicas geradas durante a operação. Uma das estratégias adotadas é o aumento da área da seção transversal do núcleo, o que permite reduzir a densidade de fluxo magnético e, conseqüentemente, as perdas adicionais associadas.

## 2.7.2 Enrolamentos

Os enrolamentos dos transformadores de potência são formados por condutores e são dispostos em torno do núcleo. Esses condutores devem ser adequadamente isolados e fixados para suportar as condições de operação. Os materiais comumente utilizados como condutores em transformadores de potência são o cobre e o alumínio. Embora o alumínio seja mais leve e tenha um custo inferior ao do cobre, ele requer uma seção transversal maior para alcançar um desempenho equivalente. Por outro lado, o cobre oferece maior resistência mecânica e é, portanto, o material preferido em transformadores de potência (Harlow, 2017).

Em transformadores de baixa tensão, são geralmente empregados fios redondos, enquanto em transformadores de maior potência, os condutores têm formato retangular (Upadhyay, 2012). Múltiplos fios podem ser enrolados em paralelo e transpostos em diferentes pontos ao longo da bobina para evitar circulação de correntes parasitas ao redor dos laços formados pela união dos fios nas extremidades. A transposição assegura que cada fio percorra todas as posições do conjunto, equilibrando o acoplamento magnético e cancelando, em média, as diferenças de tensão que poderiam gerar correntes de laço nas extremidades. Uma variação dessa abordagem, que combina vários condutores retangulares em um cabo, é conhecida como cabo continuamente transposto (Harlow, 2017), conforme Figura 2.12. Esse recurso é especialmente útil em transformadores submetidos a elevados esforços mecânicos durante curtos-circuitos (HITACHI, 2024; SIEMENS, 2017).

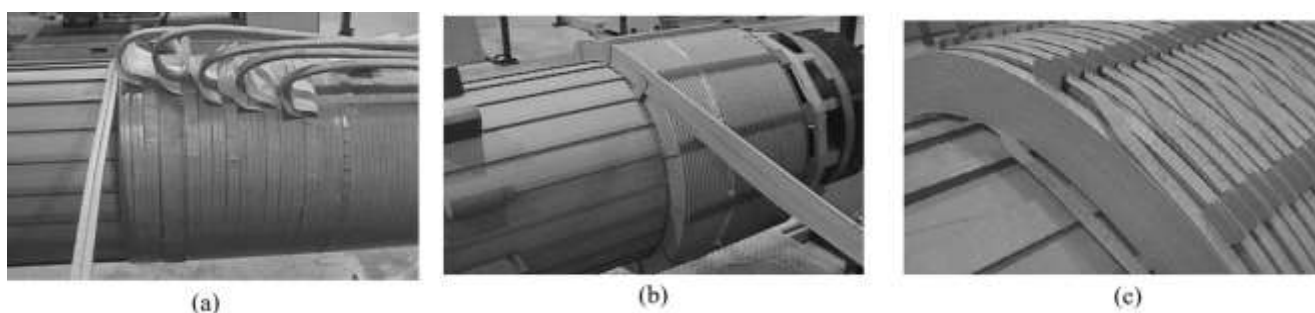
Figura 2.12 – Cabo transposto.



Fonte: <https://portuguese.alibaba.com/g/continuously-transposed-conductor.html> (2024)

Os enrolamentos de baixa tensão dos transformadores de potência trifásicos convencionais são montados próximos ao núcleo, sendo separados deste e entre si por barreiras isolantes e dutos de resfriamento (Harlow, 2017). Há diferentes tipos de enrolamentos, como ilustrados na Figura 2.13. Os enrolamentos em camadas estão entre os mais simples. Os enrolamentos helicoidais são usados em aplicações de alta corrente, frequentemente encontradas nas classes de baixa tensão. Os enrolamentos em disco são os mais utilizados nas classes a partir de 25 kV em transformadores do tipo “core” (Harlow, 2017).

Figura 2.13 – Imagem com tipos de enrolamentos típicos de transformadores (a) Camada (b) Helicoidal (c) Disco.



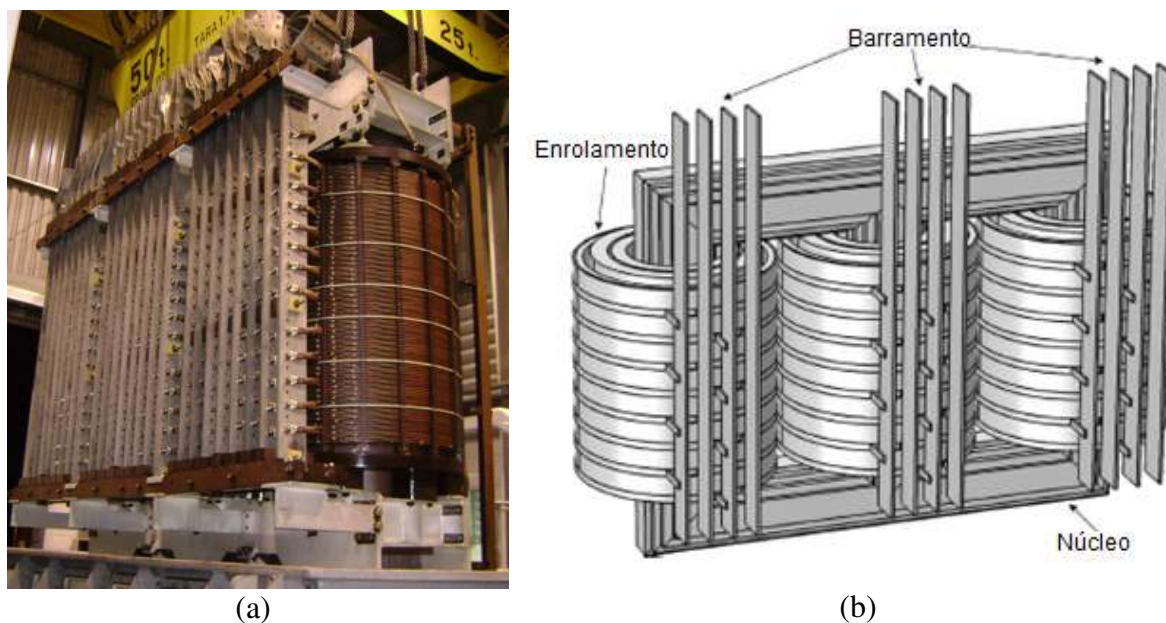
Fonte: (Harlow, 2017)

Os enrolamentos dos transformadores de EAF e de LF apresentam construção diferente dos transformadores de potência convencionais. Nos transformadores de EAF e de LF, o enrolamento de regulação é instalado próximo ao núcleo, seguido pelo enrolamento de alta tensão, com o enrolamento de baixa tensão posicionado externamente (GE, 2024; HITACHI, 2024; Ries, 2001).

Os enrolamentos de baixa tensão dos transformadores de fornos elétricos a arco são projetados para serem externos, a fim de suportar correntes elevadas no secundário, que podem chegar a até 80 kA (GE Grid Solutions, 2018). Ele requer seções transversais relativamente grandes e um número reduzido de espiras. Além disso, barramentos no secundário fornecem conexões de elevada corrente e baixa tensão para os condutores que vão para os eletrodos. Na Figura 2.14, um transformador de forno elétrico típico e seus barramentos trifásicos de alta corrente são mostrados (BELLO, 1971; Heathcote; Franklin, 1998b; Moghaddami; Sarwat, 2017). A conexão do enrolamento de baixa tensão é feita em delta para conferir maior estabilidade ao funcionamento do forno e evitar a circulação de componentes de sequência zero, minimizando a distorção harmônica (THD) no ponto de acoplamento comum (PCC) (ABM,

1978; Cardoso, 1987; Ries, 2001). É comum a conexão do secundário estar em delta aberto para que seu fechamento seja feito externamente ao transformador, minimizando os efeitos do aquecimento interno do tanque (GE Grid Solutions, 2018).

Figura 2.14 – Transformador de EAF e de LF típico com barramentos de saída de baixa tensão e alta corrente (a) imagem de um transformador de LF real e (b) desenho esquemático.



Fonte: (Moghaddami; Sarwat, 2017)

O enrolamento primário é normalmente conectado em delta ou estrela com neutro isolado, dependendo da configuração do enrolamento secundário do transformador da subestação (Ries, 2001). A alta tensão também possui enrolamento de derivação com várias saídas, necessário para uma ampla faixa de regulação. O fechamento dos cabos desse enrolamento é realizado no comutador com vários *taps* para fornecer múltiplas tensões secundárias, conforme mostrado na Figura 2.15. Esses valores são ajustados conforme as necessidades dos processos de lingotamento e refino do aço (ABB, 2012; ABM, 1978; Cardoso, 1987; Gamba; Cremaschini, 2017; GE Grid Solutions, 2018; Pacific Crest Transformers, 2013a; Ries, 2001). Os comutadores projetados para uso em siderúrgicas são especiais devido ao alto número de manobras que devem suportar, realizando até 600.000 operações de comutação em carga entre os intervalos de manutenção, o que ajuda a minimizar os tempos de parada e atingir a melhor capacidade possível do forno (MR, 2015).

Figura 2.15 – Comutador de *tap* a vácuo sob carga (a) instalado próximo ao transformador (b) equipamento isolado.



(a)



(b)

Fonte: (MR, 2015)

### 2.7.3 Isolamento

Nos transformadores de potência imersos em óleo, esse fluido além de proporcionar resfriamento, possui propriedades isolantes. Complementarmente, os fios ou cabos são revestidos com uma camada de papel, que oferece proteção adicional (Del Vecchio et al., 2017).

O isolamento sólido dos transformadores de potência é predominantemente composto por celulose, especialmente na forma de papel conhecido como Kraft. Outros materiais, como polímeros, chapas de madeira e resinas, também estão presentes na composição do Kraft, enriquecendo suas propriedades. O isolamento sólido desempenha diversas funções, incluindo isolamento elétrico, estabilidade mecânica e térmica, além de direcionar o fluxo de óleo. A combinação de celulose e óleo mineral resulta em melhores propriedades elétricas, permitindo que o sistema suporte tensões mais altas por períodos curtos (Upadhyay, 2012).

O dimensionamento do sistema de isolamento deve considerar fatores como temperatura, tensões operacionais e níveis de umidade. A degradação do material isolante pode

levar a falhas catastróficas, tornando essencial a realização de monitoramentos regulares e inspeções para garantir a integridade do sistema.

O sistema de isolamento dos transformadores de forno elétrico deve ser projetado para resistir não apenas às tensões normais de operação, mas também a sobretensões frequentes durante comutações. O estresse dielétrico das bobinas de alta tensão dos transformadores de EAF e de LF resulta principalmente de repetitivos surtos de chaveamento de disjuntores a vácuo nos sistemas de fornos, gerando elevadas sobretensões (El-Bages et al., 2015; Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Nikolaev et al., 2023). O dimensionamento de isolamento merece especial atenção, já que a configuração do enrolamento exige que as bobinas de regulação e alta tensão estejam próximas ao núcleo. Entretanto, os métodos atuais de dimensionamento do sistema isolante desses transformadores não se diferenciam daqueles utilizados em transformadores de potência convencionais (GE, 2024; HITACHI, 2024; SIEMENS, 2017). Além disso, as distâncias entre os isolantes papel-óleo e suas espessuras são calculadas de forma que não ultrapassem o nível de isolamento básico (NBI) especificado, conforme definido em norma técnica de transformadores convencionais (ABNT NBR 5356, 2007a; Del Vecchio et al., 2002).

#### 2.7.4 Suportabilidade de curtos-circuitos

O projeto do transformador de potência é desenvolvido de forma a considerar a resistência a curtos-circuitos no lado secundário (NBR 5356-5, 2015). As forças geradas durante esses eventos podem comprometer a integridade das bobinas. Para suportar as forças axiais, o tamanho e o tipo de material utilizado nos espaçadores dos enrolamentos devem ser bem dimensionados, além de utilizar placas de pressão superior e inferior fixadas por hastes totalmente roscadas de aço em alguns pontos ao redor de cada bobina, ilustrados na Figura 2.16 (a). A resistência a curto-circuito para forças radiais é determinada principalmente pela fixação das bobinas, conforme apresentado na Figura 2.16 (b). Além disso, o tipo de cobre (têmpera dura ou mole) e sua bitola para fornecer resistência e rigidez máximas, também influencia na suportabilidade a estes esforços mecânicos. O gerenciamento dessas forças é mais bem obtido pela utilização de bobinas redondas em vez de retangulares. O dimensionamento da bobina redonda equaliza as forças radiais em todas as direções, resultando em seu cancelamento (Del Vecchio et al., 2002; Heathcote; Franklin, 1998b; Pacific Crest Transformers, 2013a).

Figura 2.16 – Imagem das bobinas ilustrando as estratégias empregadas para suportar (a) forças axiais (b) forças radiais.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

De forma análoga ao transformador convencional de potência, o projeto do transformador de EAF e de LF é desenvolvido considerando a suportabilidade a curtos-circuitos no lado secundário (NBR 5356-5, 2015). Observam-se similaridades relativas ao projeto mecânico das fixações dos enrolamentos e materiais utilizados.

### 2.7.5 Tanque

O tanque abriga o núcleo e os enrolamentos, que constituem a parte ativa do transformador. Sua função principal é proteger os componentes internos contra condições ambientais adversas, além de servir como reservatório para o óleo isolante. Seu projeto mecânico é desenvolvido de forma a atender demais aspectos construtivos do transformador, seja ele de potência ou de forno elétrico. O tanque é fabricado a partir de chapas de aço, escolhidas por sua resistência mecânica e durabilidade. Deve ser estruturalmente sólido, à prova de vazamentos e capaz de suportar tensões mecânicas. A proteção contra corrosão é um requisito essencial para garantir a longa vida útil do tanque (HITACHI, 2024; SIEMENS, 2017).

### 2.7.6 Sistema de refrigeração

Durante a operação, os enrolamentos e o núcleo geram calor devido às perdas. Para garantir que a temperatura não ultrapasse os limites máximos é fundamental que o sistema de refrigeração seja dimensionado adequadamente. Diversos métodos de refrigeração podem ser aplicados, dependendo das condições de serviço específicas, a fim de assegurar uma operação confiável e contínua ao longo do tempo (SIEMENS, 2017).

Os principais meios de refrigeração utilizados em transformadores de potência são o óleo e o ar. Nos transformadores resfriados a óleo, o fluido isolante é circulado em trocadores de calor (Del Vecchio et al., 2017). O sistema de refrigeração dos transformadores pode ser baseado na convecção natural ou na ventilação forçada (Upadhyay, 2012). Os tipos mais comuns incluem ONAN (óleo natural, ar natural), ONAF (óleo natural, ar forçado) e OFAF (óleo forçado, ar forçado) (SIEMENS, 2017). A Figura 2.17 apresenta um transformador de elevada potência que utiliza radiadores e ventilação forçada para realizar sua refrigeração.

Figura 2.17 – Transformador de potência com radiadores e ventilação forçada.

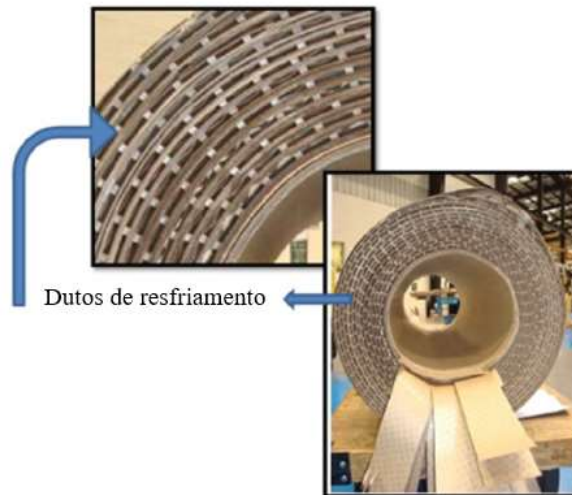


Fonte: (GE, 2024)

A refrigeração em transformadores de fornos elétricos requer um sistema mais intensivo. A escolha do sistema adequado é crucial, dado que as frequentes sobrecargas e curtos-circuitos podem provocar rápidas elevações de temperatura, comprometendo o sistema isolante. O resfriamento forçado de óleo via bomba e com um trocador de calor óleo-água é o mais utilizado, uma vez que opera em temperaturas mais baixas (ABM, 1978; Gamba;

Creماشini, 2017; GE Grid Solutions, 2018; Pacific Crest Transformers, 2013a). Outras técnicas são empregadas para otimizar a eficiência da refrigeração, como a incorporação de dutos de resfriamento ao longo das bobinas, conforme ilustrado na Figura 2.18 (Pacific Crest Transformers, 2013a), além dos canais de resfriamentos projetados no núcleo.

Figura 2.18 – Dutos de resfriamento construídos nas bobinas.



Fonte: (Pacific Crest Transformers, 2013b)

### 2.7.7 Buchas

Atenção especial também deve ser dada às buchas de transformadores de fornos elétricos, principalmente as de baixa tensão. Essas buchas requerem tubos especiais para permitir a recirculação da água para resfriar o aquecimento devido aos elevados valores de corrente. As buchas de alta tensão são normalmente resfriadas a ar com classe de isolamento aumentada devido a ambientes altamente poluídos (GE Grid Solutions, 2018).

## 2.8 Conclusões

Este capítulo apresentou uma revisão bibliográfica dos princípios e aspectos relativos a transformadores de potência. Foram abordados os conceitos básicos, marcos históricos e avanços tecnológicos recentes, incluindo a utilização de tecnologias digitais de medição e proteção (Meira et al., 2018) e inovações em materiais dos núcleos magnéticos e isolantes (Zunino; Sforna; Ferrari, 2023). Na sequência, foram discutidas as falhas em transformadores de potência, destacando que as falhas dielétricas são os principais responsáveis por essas ocorrências (Ramirez, 2021; Tenbohlen; Jagers; Vahidi, 2017).

Foram apresentados modelos de transformadores para simular o comportamento desses equipamentos sob diversas condições operacionais, sendo necessário selecionar um modelo adequado para a faixa de frequência dos fenômenos em estudo (CIGRE WG 33.02, 1990; Martinez-Velasco, 2017).

Por fim, foram apresentados os principais tipos de transformadores e, então, enfatizou-se os transformadores de Fornos a Arco e Fornos-Panela. Esses transformadores possuem um projeto especial que os diferencia dos transformadores de potência convencionais. Eles dispõem de projeto específico para atender aos requisitos de carga, como altas correntes secundárias, harmônicos, sobrecargas frequentes, cargas desequilibradas, curtos-circuitos no lado secundário e sobretensões no lado primário. Por isso, exibem características construtivas divergentes dos transformadores convencionais em aspectos relacionados ao núcleo, enrolamentos, isolamento, capacidade de suportar curtos-circuitos, refrigeração e buchas.

## Capítulo 3

---

### 3 ESTADO DA ARTE EM TRANSFORMADORES DE FORNOS A ARCO E FORNOS PANELA

#### 3.1 Introdução

Este capítulo contextualiza os aspectos operacionais dos Fornos a Arco e dos Fornos-Panela, bem como de falhas a que estão expostos. Foram discutidos os impactos dos transitórios de manobra e ferroressonância nos transformadores de EAF e de LF, identificando as causas desses distúrbios. As normas técnicas vigentes de transformadores foram apresentadas, enfatizando os ensaios previstos para transitórios. Na sequência, foram apresentados os mecanismos de falhas que podem levar a danos no isolamento nesses transformadores. Por último, foram discutidas soluções tecnológicas mais avançadas, destacando seus pontos positivos e limitações.

#### 3.2 Operação dos Fornos a Arco e Fornos-Panela

A indústria siderúrgica é uma das grandes consumidoras de energia elétrica, sendo os Fornos a Arco Elétrico (EAF) e os Fornos-Panela (LF) os processos que mais consomem energia elétrica nesse setor (Carvalho; Mesquita; Araújo, 2015a; EPE, 2019). Esses equipamentos fazem parte da aciaria e são responsáveis pela produção e refino do aço. Para uma melhor compreensão do leitor, o Apêndice A apresenta uma revisão completa sobre o processo siderúrgico.

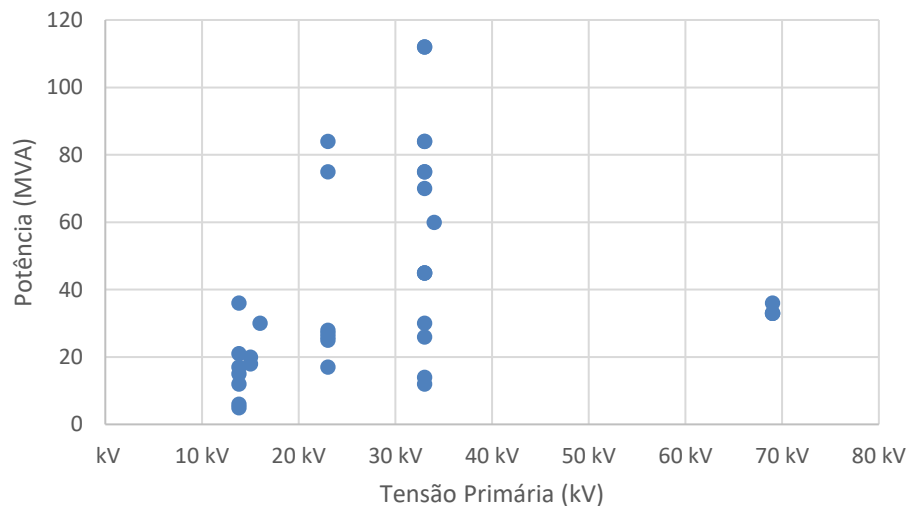
O sistema elétrico de um EAF ou LF garante o fornecimento de energia elétrica necessária para operar o equipamento para produzir a máxima tonelada de aço com menor custo (Cano-Plata; Soto-Marin; Ustariz-Farfan, 2017). O transformador de forno elétrico é o componente elétrico mais caro do sistema. Além disso sua falha pode gerar prejuízos decorrentes de interrupção da produção siderúrgica.

O EAF e o LF operam em um regime de carga muito variável. A subestação elétrica deve ter uma elevada potência, de curto-circuito de pelo menos 80 a 100 vezes a potência nominal, a qual pode ser reduzida pela metade com compensação de reativos (Cano-Plata; Ustariz Farfan; Soto Marin, 2015). Esses níveis elevados de potência e curto-circuito demandam uma rede de alta tensão, superior a 138 kV. Por outro lado, as tensões do arco variam

entre 300 e 1000 V (Ries, 2001). Para a operação do sistema, são necessários disjuntores a vácuo os quais comumente aparecem em tensões entre 12 kV a 36 kV (ABB, 2018; Schneider Electric, 2011; Siemens, 2018; Toshiba, 2016a). Dessa forma, uma alternativa é instalar dois transformadores em série para regular a tensão da rede ao forno (Ries, 2001). Além dos dois transformadores e disjuntor a vácuo, o sistema elétrico inclui reatância em série e circuitos de proteção. Uma descrição detalhada do sistema pode ser consultada no Apêndice B.

Buscando compreender o sistema elétrico apresentado, foram avaliadas 37 usinas siderúrgicas, de oito empresas brasileiras que utilizam EAF e LF., e o resultado comparativo ilustrado na Figura 3.1. Em apenas em duas usinas o primário do transformador do forno é alimentado por 69 kV. As demais variam entre 13,8 kV, 23 kV e 33 kV, das quais 40% se encontram em 33 kV.

Figura 3.1 – Sistemas EAF e LF existentes no Brasil em termos de potência do transformador e nível de tensão.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Os sistemas EAF e o LF também são responsáveis por gerar distúrbios ao sistema elétrico (Maia; Onofri, 2022; Patil; Singh; Jarial, 2020; Singh et al., 2020). Muitos desses fenômenos foram discutidos no Apêndice C. Estes distúrbios são relevantes e contribuem para a falha prematura dos equipamentos elétricos associados. Dois dos mais importantes distúrbios, pouco investigados na literatura, são discutidos a seguir, sendo eles os transitórios de chaveamento e a ocorrência de fenômenos de ferrorressonâncias.

### 3.2.1 Transitórios de manobras

Durante a operação, ocorrem cerca de 6 a 7 manobras de chaveamento do disjuntor. Em operações mais longas, esse número pode aumentar para até 9. Essas variações dependem de fatores, tais como paradas para adições de liga para controle químico, medições de temperatura, sopro de oxigênio, desarme do disjuntor devido a sobrecargas ou ações de proteção no forno e número de carregamentos de sucata. Considerando plantas com capacidade de produção de 500.000 toneladas por ano, que realizam cerca de 20 corridas diárias, pode-se chegar a realizar até 180 chaveamentos do disjuntor por dia. A Figura 3.2 apresenta um gráfico que representa um dia de operação de uma usina que utiliza dois carregamentos de sucata, durante o qual ocorreram apenas 15 corridas devido a paradas operacionais. O gráfico mostra que nesse período ocorreram 96 chaveamentos do disjuntor, resultando em uma média de 6,4 chaveamentos por corrida.

Figura 3.2 – Gráfico de chaveamentos de disjuntor em um dia de operação de usina com dois carregamentos de sucata.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

O Forno-Panela, que se dedica ao refino e ajuste de temperatura, apresenta níveis menores de harmônicos de tensão e corrente, além de realizar menos chaveamentos por corrida (entre 4 e 5). Isso indica que ele enfrenta menos problemas comparado ao EAF. Além disso, a potência do transformador de LF é, aproximadamente, quatro vezes menor que a do transformador de EAF para o mesmo volume de produção (Ries, 2001).

Devido ao elevado número de manobras e à carga indutiva associada, normalmente utilizam-se disjuntores a vácuo (*vacuum circuit breakers* – VCB). Esses eventos de

chaveamento ocorrem quando os eletrodos do forno elétrico são elevados durante o banho de metal líquido, resultando no transformador operando em vazio. Esses repetitivos chaveamentos, no entanto, podem gerar transitórios e causar sobretensões perigosas que podem levar a falhas elétricas no isolamento do enrolamento de alta tensão do transformador. A amplitude e duração das sobretensões de manobra dependem dos parâmetros do sistema, da sua configuração e das condições em que ele se encontra no momento da manobra.

A discussão sobre os efeitos do transitório de manobras dentro do transformador não é aprofundada. Perdura-se a ideia de que os transformadores podem suportar qualquer tipo de sobretensão, incluindo as repetitivas, como no caso mencionado, desde que sua magnitude seja inferior à tensão suportável de impulso ou à especificação NBI (Balaji et al., 2011; Bongioiolo, 2019; Okabe, 2006, 2007; Sima et al., 2014; Sun et al., 2016, 2019).

Circuitos de proteção são utilizados nas instalações dos EAF e LF com o intuito de mitigar os picos de tensão e proteger os transformadores. A instalação de para-raios e supressores de surto RC, ilustrados na Figura 3.3, é uma prática antiga e ainda utilizada na indústria para a proteção do transformador (Ferracci, 1998; Onofri; Maia, 2022; Qual-Tech Engineers, 2000; Santos; Santos; Onofri, 2010; Shipp et al., 2012; Valverde et al., 2007; Wagner, 2018). Contudo, a adoção de capacitores para supressão de surto pode causar outros fenômenos mais graves, como é o caso da ferrorressonância, pois sua especificação atual desconsidera a não linearidade do transformador (Valverde et al., 2007).

Figura 3.3 – Filtro RC.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Outra solução proposta para reduzir o risco de sobretensões no desligamento do forno é adicionar um atraso de 2 a 3 segundos na elevação dos eletrodos. Esse tempo extra permite garantir que os arcos elétricos sejam completamente extintos antes da abertura do disjuntor, evitando assim o desligamento abrupto com arco ainda ativo, que é uma situação que pode gerar sobretensões (Nikolaev et al., 2023). No entanto, essa estratégia tem limitações, pois sua eficácia depende das condições operacionais, como o nível de carga do forno e o desgaste dos eletrodos. Como essas condições variam rapidamente durante a operação, o atraso fixo pode não ser suficiente para evitar todas as sobretensões, exigindo monitoramento constante e ajustes dinâmicos dos parâmetros de operação.

### 3.2.2 Ferrorressonância

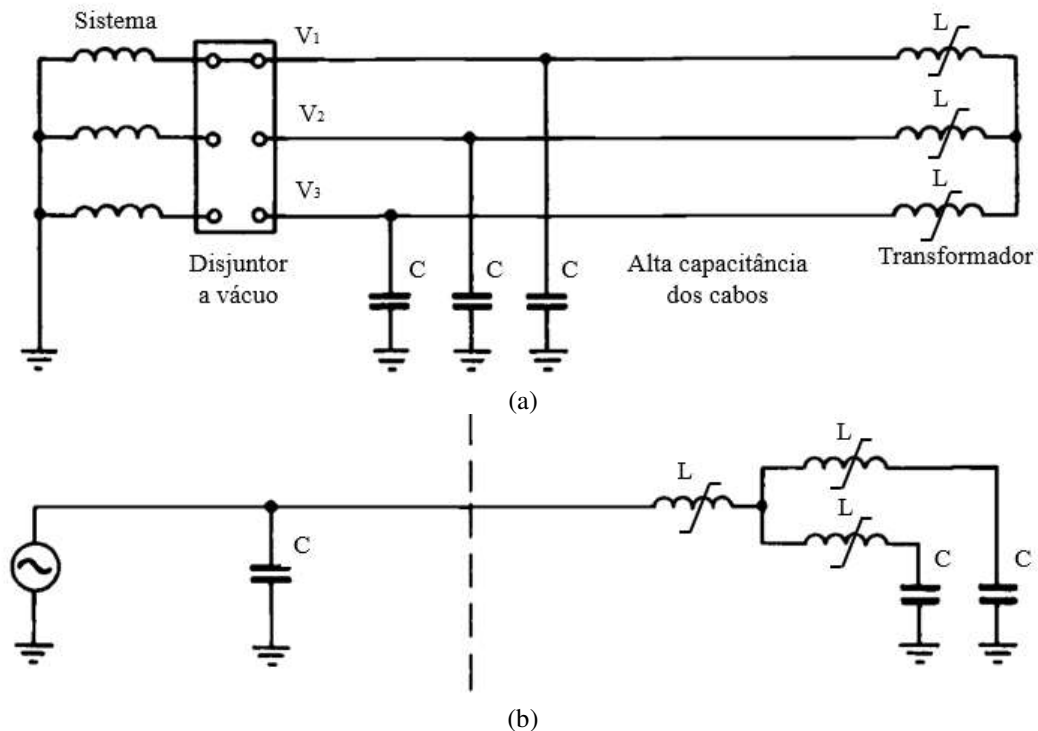
Ferrorressonância é um fenômeno de baixa frequência de até 1 kHz que pode surgir no sistema elétrico devido à interação entre indutâncias não lineares e capacitâncias. Um sintoma comum da ferrorressonância em transformadores é o aumento do ruído audível, causado pela magnetostrição do aço e pelo movimento das lâminas quando o núcleo satura (Buigues et al., 2007; Santoso et al., 2001). Ela pode resultar em sobretensões sustentadas e sobrecorrentes, causando aquecimento excessivo, degradação do isolamento e até falhas nos equipamentos (Mark Osborne et al., 2022; Mikhak-Beyranvand et al., 2020a; Pal; Roy, 2021). Esse distúrbio pode persistir por vários minutos até que a gaseificação do óleo seja detectada pelo relé Buchholtz, situação, a qual, que o dano ao transformador já ocorreu (Mark Osborne et al., 2022).

A ferrorressonância em sistemas de fornos elétricos não é explorada na literatura e nem na indústria siderúrgica (Abdi; Walker; Djeumen, 2021; Mark Osborne et al., 2022; Pal; Roy, 2021; Rezaeealam; Norouzi, 2016; Zou, 2019). Entretanto, há relatos de falhas em transformadores de EAF provocadas por ressonância com sistema de compensação de reativos da subestação a montante (Boonseng; Boonseng; Kularbphetong, 2020). Isso ressalta a necessidade de um entendimento mais aprofundado do fenômeno, considerando a indutância não-linear no transformador.

Em instalações onde o transformador de potência é energizado acidentalmente por uma ou duas fases, pode ocorrer ferrorressonância (Kutija; Pravica, 2021). Os disjuntores a vácuo trifásicos instalados no sistema elétrico do EAF e do LF possuem acionamentos individuais. Em caso de falha, uma das fases destes disjuntores pode ficar travada (Maia; Onofri, 2022).

Esta configuração anormal, ilustrada na Figura 3.4 (a), altera o circuito equivalente conforme representado na Figura 3.4 (b), criando condições favoráveis ao surgimento da ferorrressonância, podendo causar danos ao isolamento do enrolamento de alta tensão do transformador do forno elétrico.

Figura 3.4 – Ilustrações do circuito nas condições de (a) Travamento de uma das fases do disjuntor a vácuo (b) Circuito equivalente do sistema.



Fonte: (Electricity Training Association, 1995)

Algumas medidas para prevenir a ferorrressonância incluem o dimensionamento adequado dos componentes do sistema, de forma que a relação entre sua indutância não-linear e capacitância evite a operação em faixas de ressonância (MARK OSBORNE et al., 2022). Outras estratégias envolvem garantir que a comutação de disjuntores a vácuo ocorra de forma trifásica (BUIGUES et al., 2007; FERRACCI, 1998).

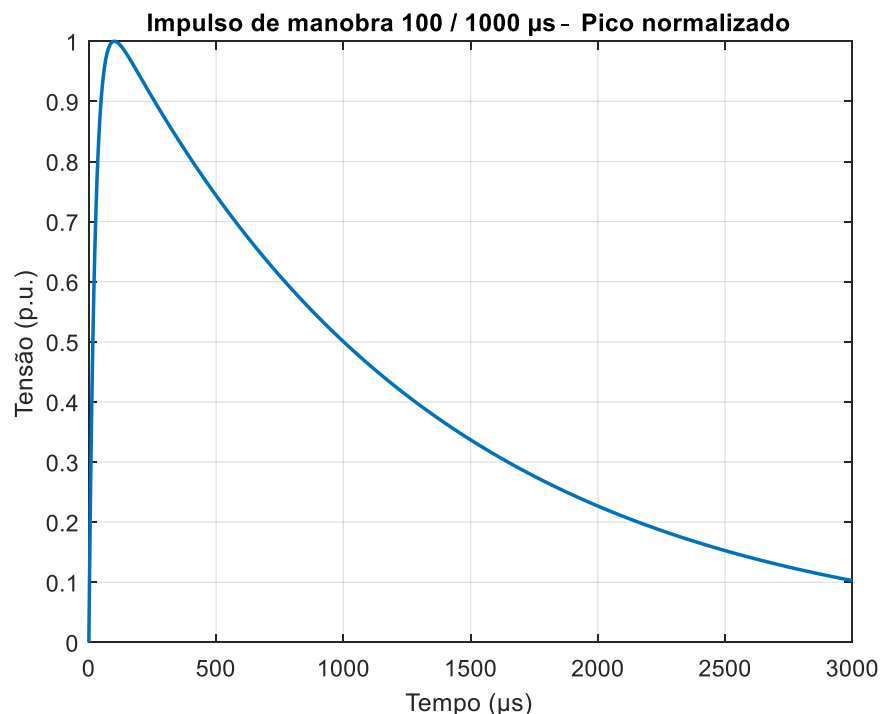
### 3.3 Normas técnicas de transformadores

A realização de testes durante a fabricação e após a instalação é essencial para garantir a integridade do transformador. Testes de resistência, relação de transformação, polaridade, perdas com carga e sem carga, análises de gás dissolvido e análise de resposta de frequência,

previstos em normas técnicas, são aplicados em transformadores de potência, inclusive nos de forno (ABNT NBR 5356, 2007a; IEC 60076-14, 2013; IEEE Std C57.17-2012, 2012).

Nessas normas, são previstos ensaios de impulso atmosférico para transformadores com tensão superior a 69 kV, com onda padronizada de 1,2/50  $\mu$ s. Isso significa que a onda tem um tempo de subida de 1,2  $\mu$ s e um tempo de queda de 50  $\mu$ s. Os testes especiais para simular os transitórios de manobra são exigidos por essas normas apenas para transformadores acima de 230 kV, com onda padronizada de 100 de frente por 1000  $\mu$ s de semi-calda conforme ilustrado na Figura 3.5 (ABNT NBR 5356, 2007a).

Figura 3.5 – Forma de onda de impulso padronizada para realizar ensaios de transitório de manobras.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Como pode ser inferido pelos dados que compõem a Figura 3.1, os fornos elétricos operam em níveis de tensão abaixo de 69 kV. Assim, os ensaios de transitórios de manobras previstos por essas normas não são válidos para os transformadores de EAF e de LF. A omissão dos ensaios de impulso de manobra em transformadores de potência com níveis de tensão inferiores deve-se ao fato de que o projeto de coordenação de isolamento de sistemas elétricos deve considerar proteção tanto aos surtos de manobra quanto aos atmosféricos. Em sistemas de média tensão, os dispositivos de proteção contra descargas atmosféricas são projetados para suportar níveis de tensão superiores ao pico de 4 pu, valor típico das sobretensões de manobra.

Por esse motivo, as normas técnicas não exigem a adoção de proteções específicas contra surtos de manobra em sistemas com tensão nominal inferior a 230 kV (ABNT NBR 5356, 2007a; D'Ajuz, 1987; IEC 60076-3, 2000a). Entretanto, tais orientações são válidas para sistemas de transmissão e distribuição de energia e não abrangem sistemas industriais, como os de fornos elétricos, que são suscetíveis a centenas de manobras diárias. Além disso, as normas técnicas vigentes não preveem ensaios específicos para verificar a capacidade dos transformadores suportarem os efeitos da ferorrressonância.

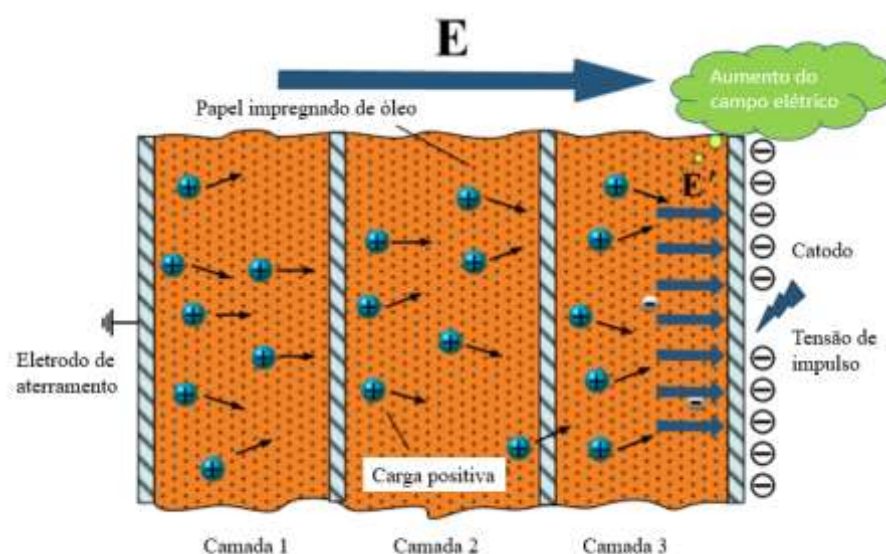
O transformador é fabricado para suportar sobretensões inferiores aos valores de nível básico de isolamento (NBI) indicados nos dados de placa e nos ensaios previstos em norma (ABNT NBR 5356, 2007b; IEC 60076-3, 2000b). Estes valores são elevados em amplitude. Entretanto, devido à alta taxa de ocorrência de transitórios durante o tempo em determinadas aplicações ocorre o estresse cumulativo do isolamento do equipamento, levando-o a falhas mesmo que sejam observados valores de tensão menores do que seu valor de NBI (Balaji et al., 2011; Bongioiolo, 2019; Okabe, 2006, 2007; Sima et al., 2014; Sun et al., 2016, 2019). No caso específico de transformadores de fornos, não foram encontrados na literatura estudos que confirmem critério de suportabilidade adequado, considerando que esses equipamentos estão sujeitos, tipicamente, a mais de 100 chaveamentos do disjuntor por dia.

#### 3.4 Mecanismos de falhas nos transformadores devido a transitórios de manobras

Os dois principais mecanismos de falha do transformador devido aos repetitivos transitórios de manobras em Fornos a Arco e Fornos-Panela são os danos cumulativos nos dielétricos, que leva a falha prematura do isolamento. Quando uma tensão de impulso é aplicada ao papel impregnado de óleo (*oil impregnant paper - OIP*), a intensidade do campo elétrico nos poros do óleo torna-se extremamente elevada, levando à ocorrência repetida de descargas parciais. Essas descargas resultam na quebra de algumas fibras de celulose e na formação de novas substâncias. Esse dano ao papel reduz a tensão de ruptura do *OIP* (Sima et al., 2014; Sun et al., 2016, 2019). Com a ruptura da rigidez dielétrica, um arco elétrico se forma, consumindo o óleo. Em altas temperaturas, essas ligações se rompem, levando à produção de gases, principalmente acetileno. Esse processo cíclico gera borra ou fuligem, o que diminui a rigidez dielétrica média. Esse mesmo fenômeno ocorre no papel e seu impacto é mais severo devido à sua natureza sólida. O arco elétrico provoca a queima do papel, resultando na liberação de CO e CO<sub>2</sub> e na redução da rigidez mecânica (ABNT NBR 5356, 2007b; IEC 60076-3, 2000b).

O acúmulo de cargas elétricas em uma região particular também desempenha um papel importante nesse processo de falha. Sob o efeito de tensões de impulso repetitivas, numerosas cargas positivas são injetadas no *OIP* e tendem a se acumular no dielétrico próximo à primeira camada do papel. Uma parte das cargas positivas migra para o cátodo e neutraliza as cargas negativas próximas ao catodo, conforme ilustrado na Figura 3.6.

Figura 3.6 – Processo de movimentos das cargas elétricas no *OIP*.

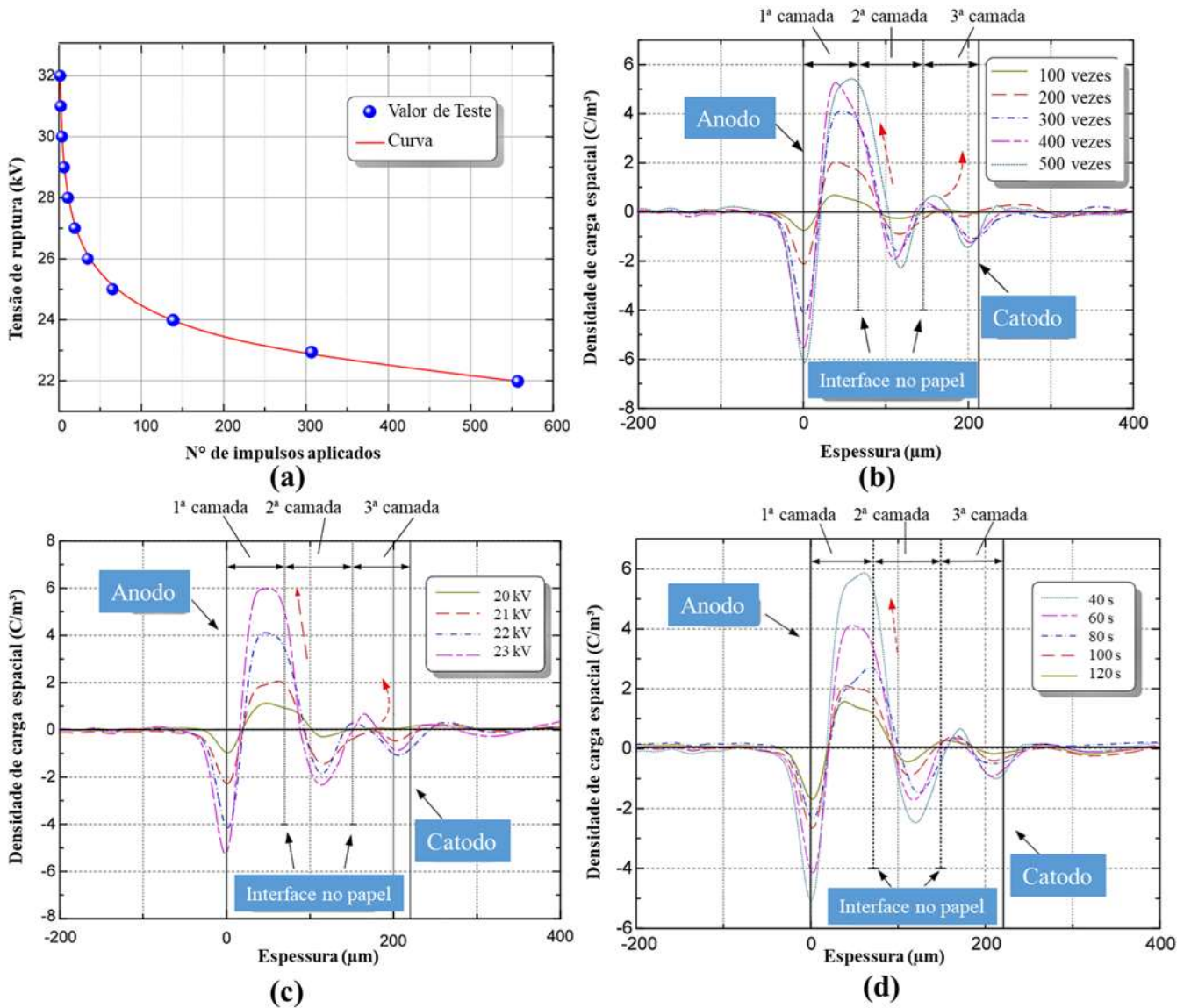


Fonte: (Sima et al., 2015)

A densidade de carga mostra uma tendência saturada quando os tempos aplicados de impulsos atmosféricos são relativamente altos. Além disso, conforme ilustrado na Figura 3.7, o aumento na quantidade de aplicações, a alta tensão aplicada e o curto intervalo entre elas contribuíram para o acúmulo e transporte de cargas elétricas. Assim, a sua presença pode afetar consideravelmente a distribuição do campo elétrico e, portanto, aumentar a probabilidade de quebra do *OIP*. (Sima et al., 2015; Sun et al., 2019).

A distribuição de tensão ao longo da bobina não será uniforme no caso de frente de onda muito rápida, resultando na concentração de tensão nas espiras/discos próximas à entrada da bobina, havendo possibilidade de ruptura do meio dielétrico entre espiras desta região (Bechara, 2010). No caso de transformadores de EAF e de LF, os enrolamentos mais suscetíveis aos danos são os de alta tensão, pois os chaveamentos do disjuntor a vácuo ocorrem nesse lado do circuito. Nesse tipo de transformador eles são montados mais próximos ao núcleo.

Figura 3.7 – Efeito dos impulsos atmosféricos padronizados de tensão repetitivos em amostras de OIP (a) Tensão de ruptura pela quantidade de impulsos aplicados (característica V-N) (b) Distribuição da carga espacial pela quantidade de impulsos aplicados (c) Distribuição da carga espacial pela amplitude da tensão aplicada (d) Distribuição da carga espacial pelo intervalo entre aplicações.



Fonte: (Sima et al., 2015)

Não foram encontrados trabalhos indicando critérios de ruptura adequados, diferentes dos valores NBI padronizados em normas, para que o fabricante possa elaborar um projeto capaz de suportar desgastes cumulativos provocados por transitórios de manobra em Transformadores de EAF e de LF. As normas técnicas vigentes também definem os mesmos testes para serem aplicados tanto nos transformadores de potência quanto nos de fornos, sem levar em consideração os diferentes regimes de trabalho, aspectos construtivos entre ambos e os efeitos de degradação cumulativa do isolamento.

### 3.5 Mecanismos de falhas nos transformadores devido à ferorrressonância

Apesar de ser reconhecida desde 1920, a literatura sobre os mecanismos de falha por ferorrressonância é escassa e muitas vezes não relaciona adequadamente todos os princípios que causam danos aos transformadores. Esse fenômeno é proveniente da saturação do núcleo, resultando em formas de onda não senoidais de corrente e tensão com amplitudes elevadas. Essas formas de onda aumentam consideravelmente as perdas no núcleo e no cobre, levando ao aumento da temperatura do transformador (Mikhak-Beyranvand et al., 2020b).

A elevação da temperatura por um período prolongado resulta na degradação do papel isolante por meio da pirólise. As ligações de hidrogênio e covalentes nas cadeias de polímeros da celulose se rompem, resultando em perda de tenacidade e tornando o material quebrável, além de produzir coprodutos como água, CO, CO<sub>2</sub> e outros ácidos (Kaliappan; Rengaraj, 2021; Yin; Irwin; Schweickart, 2008).

Somente quando relé Buchholtz detecta gaseificação do óleo o sistema de proteção é alarmado. O tempo para sua atuação dependerá do tipo de falha. É necessário que desprenda quantidade suficiente de gases acetilenos para expulsar o óleo presente no relé Buchholz e preencher toda a câmara interna com gás acetileno. Esse processo pode demorar de segundos a poucos minutos, o que significa que o dano no transformador já pode ter ocorrido (Charalambous et al., 2009). Assim, as sobretensões e sobrecorrentes sustentadas podem persistir por minutos, ou mesmo horas, resultando em superaquecimento local, degradação térmica e danos cumulativos dielétricos do isolamento entre enrolamento de alta tensão e massa dos transformadores de forno (Mark Osborne et al., 2022).

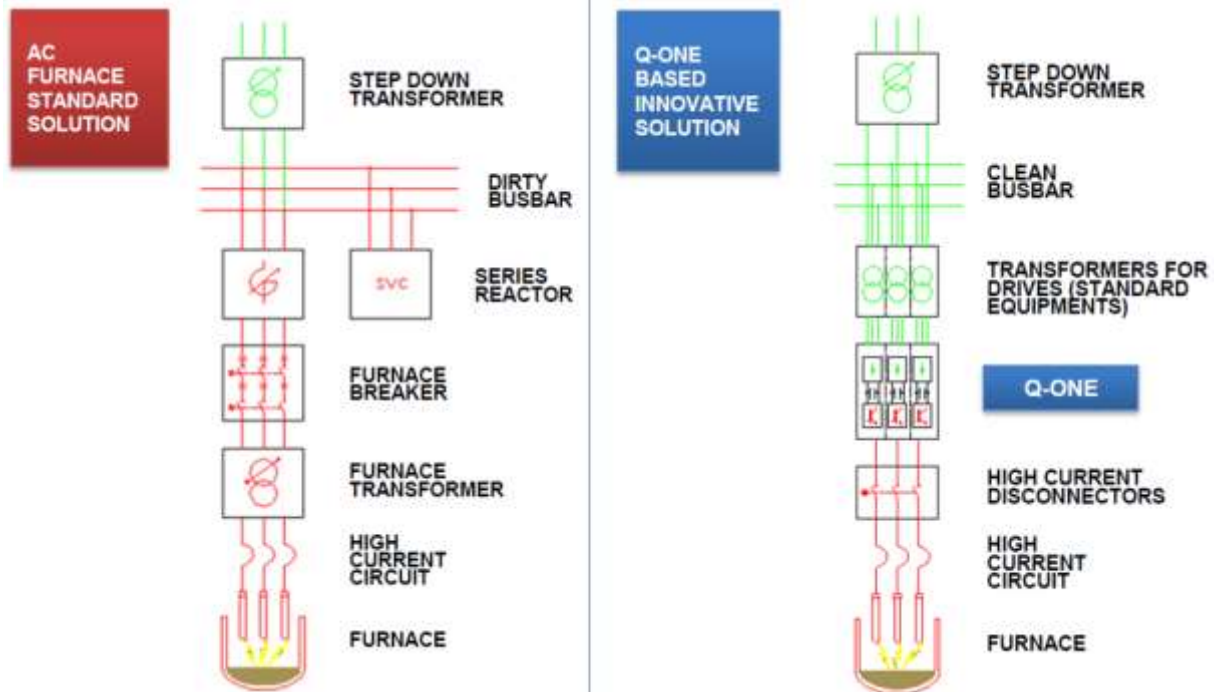
### 3.6 Soluções com dispositivos empregando eletrônica de potência

Uma possível solução técnica para abordar os problemas de surto de manobra e de ferorrressonância consiste no controle da tensão e da corrente por meio de eletrônica de potência. Existem no mercado três fornecedores de equipamentos com esta tecnologia para Fornos a Arco:

- Danieli possui o equipamento patentado Q-ONE, projetado para substituir o transformador do forno. O Q-ONE utiliza uma tecnologia baseada em um conjunto de transformadores de potência de múltiplos secundários, além de um conjunto modular vertical de conversores AC/DC e inversores DC/AC. Esses dispositivos que

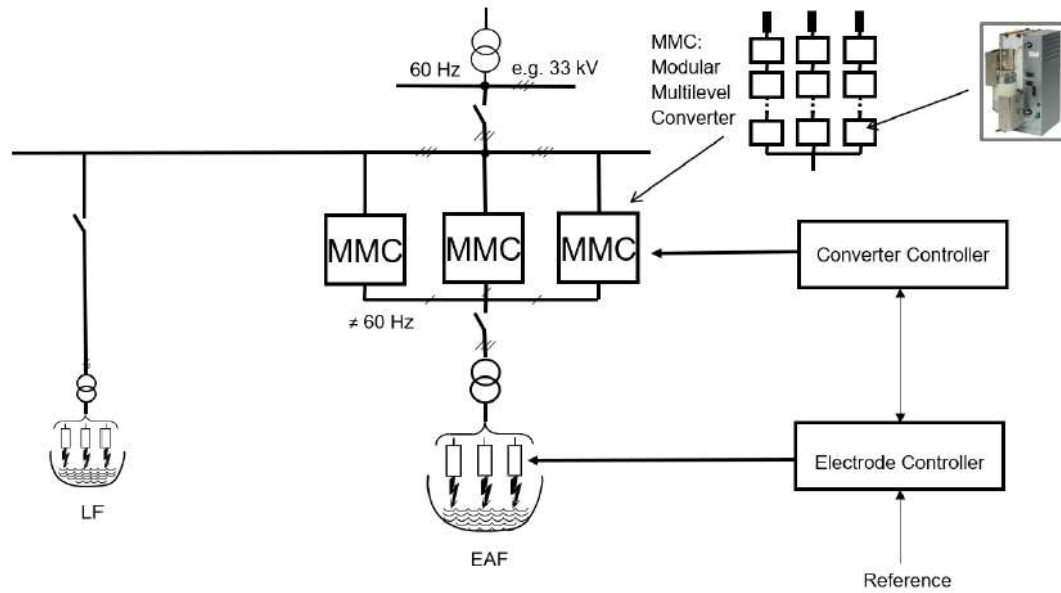
empregam semicondutores (podendo empregar os interruptores de estado sólido do tipo IGBT, com capacidade de até 10 kA) são modulados digitalmente e permitem controle independente dos parâmetros elétricos de corrente e tensão, conforme apresentado na Figura 3.8 (DANIELI AUTOMATION, 2017).

Figura 3.8 – Diferenças entre sistema elétrico convencional de EAF e solução Q-ONE.



Fonte: (DANIELI AUTOMATION, 2017)

- Primetals possui a patente do *Active Power Feeder*, que é um conversor com IGBT modular multinível em série projetado para alimentar o EAF. Nesta tecnologia, indicada na Figura 3.9, os dispositivos com eletrônica de potência são conectados à média tensão da rede, limitando as correntes de *inrush* ao energizar o transformador do EAF. Essa limitação reduz o estresse no transformador e no sistema em geral. No entanto, ainda não há equipamentos em operação utilizando essa tecnologia (Kienast; Cc, 2023; PRIMETALS, 2022).

Figura 3.9 – Solução *Active Power Feeder*.

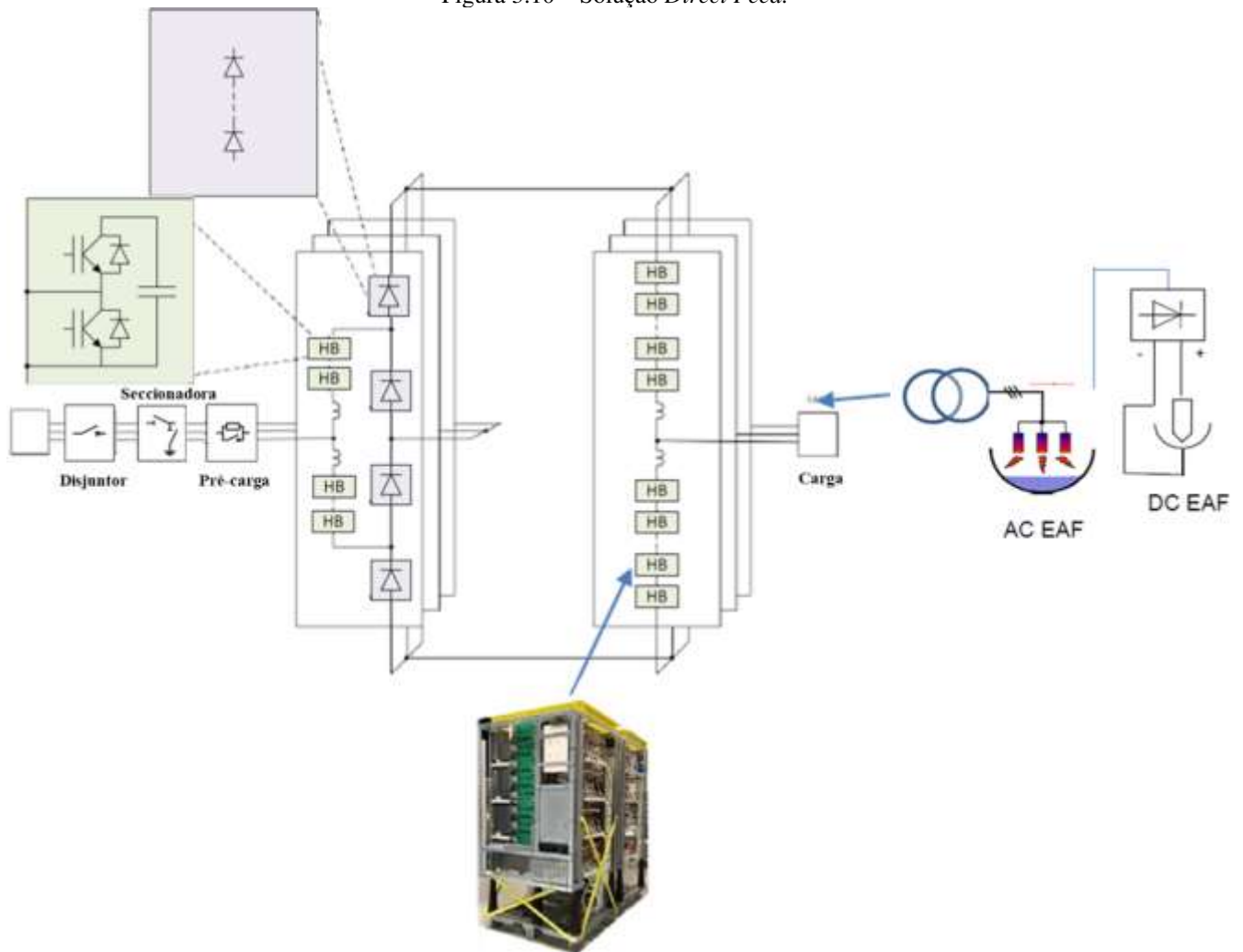
Fonte: (PRIMETALS, 2022)

- A GE patenteou um equipamento denominado *Direct Feed*, ilustrado na Figura 3.10, projetado para controlar a tensão e a corrente em fornos elétricos a arco. *Direct Feed* é um conversor multinível que opera com controle de tensão, integrando um transformador na entrada, um disjuntor a vácuo tradicional e um reator em série para auxiliar no controle da tensão, além de um transformador do EAF que dispensa o uso de TAPs. O primeiro projeto está em desenvolvimento em uma usina em Hamburgo (Hughes, 2013; Sabino, 2023).

Esses equipamentos foram inicialmente concebidos para melhorar a qualidade da energia na rede onde estão instalados, eliminando a necessidade de outros dispositivos, como SVC (*Static Var Compensator*) ou STATCOM (*Static Synchronous Compensator*). Entretanto, poderiam ser adaptados para solucionar os distúrbios transitórios discutidos neste estudo. O emprego da eletrônica de potência pode ser considerado uma boa solução técnica apresentando custos aproximadamente 6 vezes superior em relação à solução apresentada neste trabalho. Outras desvantagens incluem a necessidade de grande espaço físico para instalação, a exigência de grandes sistemas de refrigeração e a ausência de manutenção especializada. Assim, outras soluções devem ser sugeridas para atender às necessidades da indústria siderúrgica a curto prazo, tornando os transformadores de EAF e de LF resilientes aos transitórios. A Tabela 3.1

resume as diferenças entre as soluções convencionais e essas novas tecnologias, destacando suas vantagens e desvantagens.

Figura 3.10 – Solução *Direct Feed*.



Fonte: (Hughes, 2013)

Tabela 3.1 – Comparação entre solução convencional para EAF e novas tecnologias.

	Trafo Convencional	Trafo Convencional + SVC	Novas Tecnologias
Power-on Time	100%	100%	~90%
Consumo energia do processo EAF + Perdas	~ 380 kWh/t	~ 395 kWh/t	~ 390 kWh/t

Consumo Eletrodos	100%	100%	~95%
Fator de Potência	0,7 a 0,8	0,9 a 0,98	0,95 a 0,97
Harmônicos (THD)	~ 15 a 30%	~ 10 a 15%	~ 4 a 5%
Flicker (Pst 95%)	~ 2,5	~ 1,5	~ 0,45
Espaço físico	Instalação próximo ao Forno	Instalação na subestação	Instalações bem maiores
Refrigeração			Necessidade de refrigeração com água desmineralizada em grandes quantidades
Manutenção	Transformador FEA e disjuntor a vácuo com manutenção da equipe disponível	Transformador FEA, disjuntor a vácuo e SVC com manutenção da equipe disponível	Necessidade de equipe treinada. Especialistas fora do Brasil
Custo equipamentos	100%	~370%	~600%

Fonte: Elaborado pela autora, com base em (DANIELI AUTOMATION, 2017; Hughes, 2013; PRIMETALS, 2022)

### 3.7 Conclusões

Neste capítulo foi analisado o ciclo operacional dos Fornos a Arco e Fornos-Panela, destacando o alto número de chaveamentos diários dos disjuntores a vácuo, especialmente no EAF. Ambos os fornos são cargas não lineares que geram transitórios eletromagnéticos, podendo gerar a ferorrressonância, comprometendo a integridade dos transformadores.

Os transitórios de manobra ocorrem quando o transformador opera a vazio e podem resultar em sobretensões prejudiciais, mesmo com a aplicação de para-raios e filtros RC, cuja especificação atual desconsidera a não linearidade do transformador. A ferorrressonância, pouco explorada na literatura relativa a fornos elétricos, pode ocorrer caso uma fase do disjuntor permaneça fechada, mas os estudos existentes se restringem a transformadores de potência convencionais.

A análise das normas técnicas indicou que não há exigências para testes específicos de suportabilidade de transformadores de EAF e de LF frente a surtos de manobra e ferorrressonância. Além disso, os transformadores de fornos são dimensionados considerando apenas que as sobretensões não devem ultrapassar o nível básico de isolamento (NBI) estabelecido

em norma. No entanto, esse critério não leva em conta a alta frequência de ocorrências dos chaveamentos do disjuntor, podendo acelerar o envelhecimento dielétrico e reduzir a vida útil do equipamento.

Os modos de falha foram apresentados, informando que surtos de manobra repetitivos geram descargas parciais no isolamento, reduzindo sua rigidez dielétrica e resistência mecânica. Durante a ferorrressonância, a saturação do núcleo resulta em elevação da temperatura e degradação térmica do isolamento.

Por fim, foram discutidas soluções para esses distúrbios. Embora o emprego de dispositivos com eletrônica de potência seja uma alternativa promissora, suas limitações tecnológicas e custos inviabilizam a aplicação imediata. Assim, é necessário buscar soluções viáveis a curto prazo para aumentar a resiliência dos transformadores de EAF e de LF.

## Capítulo 4

---

### 4 MODELAGEM DO TRANSFORMADOR DE FORNO-PANELA PARA FRENTES DE ONDAS LENTAS

#### 4.1 Introdução

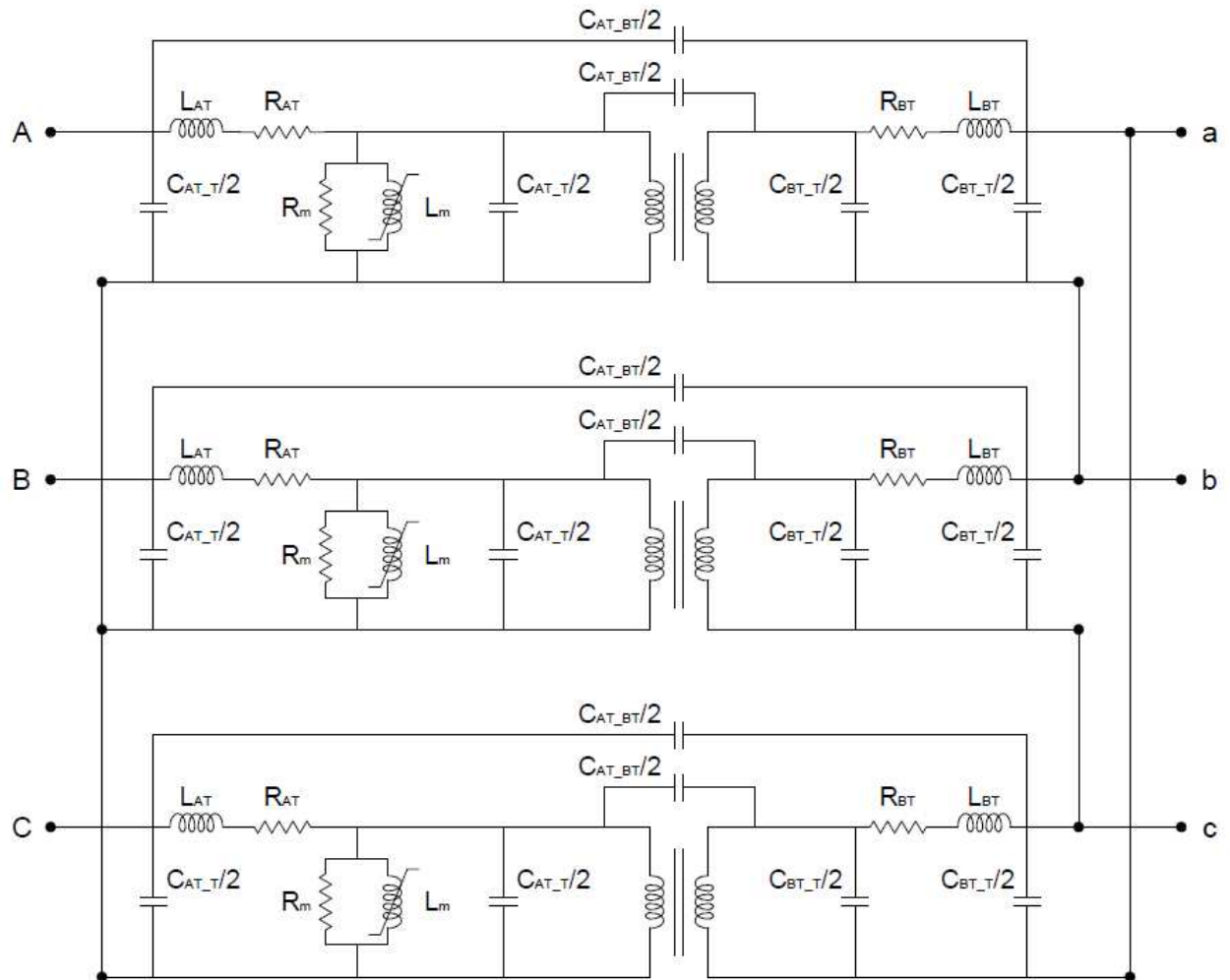
Neste capítulo foi utilizado um modelo elétrico não linear, aplicado a um transformador trifásico de Forno-Panela para abordar transitórios de frente de onda lenta em até 20 kHz em condições de operação a vazio. Os valores dos parâmetros foram derivados por meio de três métodos distintos: cálculo analítico, análise de elementos finitos e medições experimentais. Por fim, foi apresentada uma análise de sensibilidade de cada um dos parâmetros do circuito equivalente do transformador LF e evidenciada a diferença em relação a um transformador de potência convencional.

#### 4.2 Dados do transformador do Forno-Panela

Os eventos de comutação ocorrem dentro da faixa de 50 Hz a 20 kHz e, portanto, são caracterizados como eventos de frentes de ondas lentas, conforme descrito na Tabela 2.1 do capítulo 2. Portanto, o modelo do transformador deve representar efetivamente os fenômenos que ocorrem nesta faixa de frequência, incorporando os valores dos parâmetros relevantes (CIGRE WG 33.02, 1990; Martinez-Velasco, 2017), e os aspectos construtivos importantes dos transformadores de forno. Será utilizado o modelo do Grupo II da CIGRE, que é adequado para baixas frequências e frentes de ondas lentas, conforme mostrado na Figura 4.1.

Para determinar os valores dos parâmetros do modelo, foram necessárias diversas informações do transformador. A Tabela 4.1 apresenta características básicas do transformador do Forno-Panela que será utilizado neste estudo, enquanto a Figura 4.2 ilustra a curva de magnetização para a chapa de aço silício de grão orientado H110-27, com 0,27 mm de espessura, utilizada na montagem do núcleo (Aperam, 2020). Além disso, as dimensões do núcleo e das bobinas foram necessárias para a modelagem do transformador utilizando o *software* de elementos finitos FEMM (Meeker, 2018). A Figura 4.3 fornece uma vista frontal do dimensionamento do núcleo do transformador, onde  $h$ ,  $l_a$ ,  $l_b$  e  $l_c$  representam a altura da coluna do núcleo e o caminho magnético médio das fases A, B e C, respectivamente. A Figura 4.4 descreve a vista superior do núcleo e dos enrolamentos. A Figura 4.5 ilustra a disposição dos condutores dos enrolamentos de regulação, alta tensão e baixa tensão.

Figura 4.1 – Modelo de transformador trifásico CIGRE Grupo II.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Tabela 4.1 – Informações do transformador de LF.

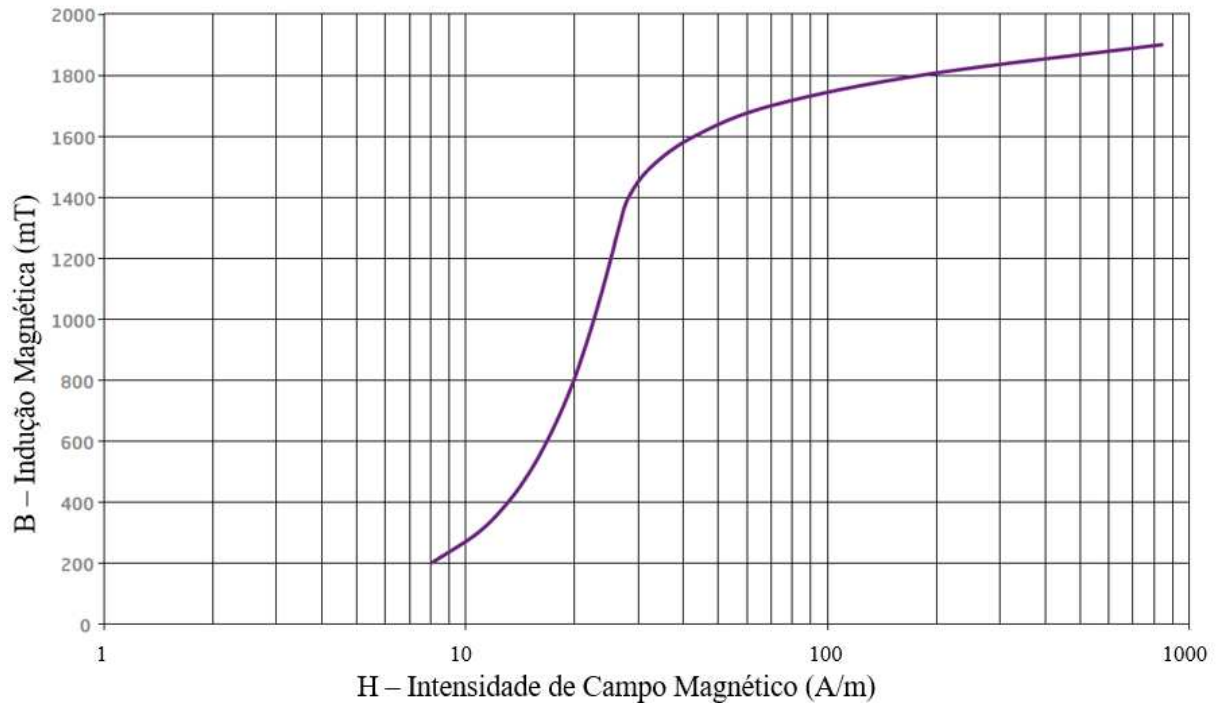
Parâmetro	Valor
Potência nominal	33 MVA
Frequência nominal	60 Hz
Conexão dos enrolamentos	Yd1
Tensão primária	69 kV
Tensão secundária	437...329 V (13 TAPS)
Corrente a vazio no enrolamento primário	0,83 A <sub>RMS</sub> no 13° TAP
Perdas a vazio	33 kW no 13° TAP
Impedância de curto-circuito do transformador	6,27%
Densidade de fluxo magnético nominal de pico	1,67 T
Área da seção transversal do núcleo	0,24522 m <sup>2</sup>
Tensão suportável frequência industrial (kV <sub>RMS</sub> )	AT =140 kV; BT = 10kV

Tensão suportável impulso atmosférico ( $kV_{\text{pico}}$ )

AT =350 kV; BT = -

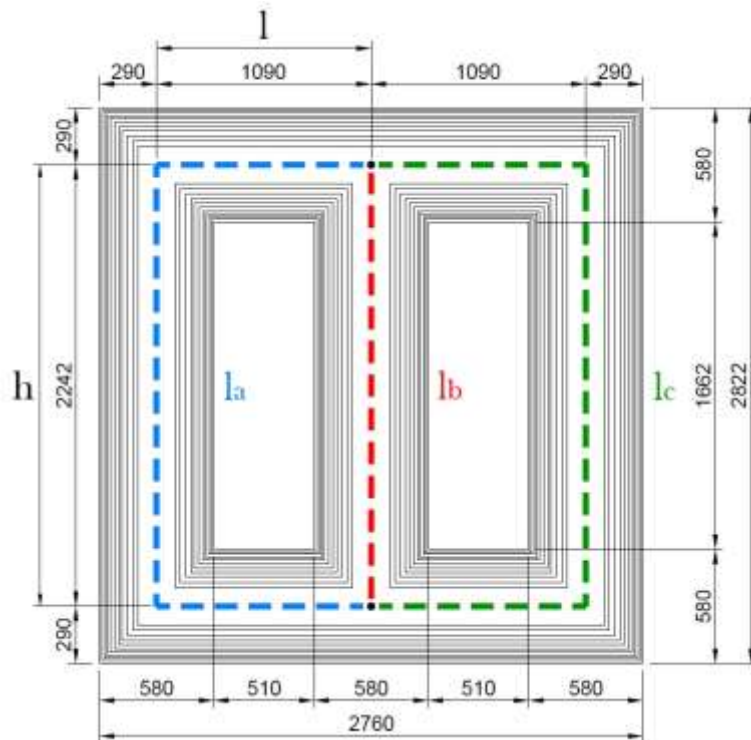
Fonte: Elaboração própria

Figura 4.2 – Curva de magnetização do aço silício H110-27.



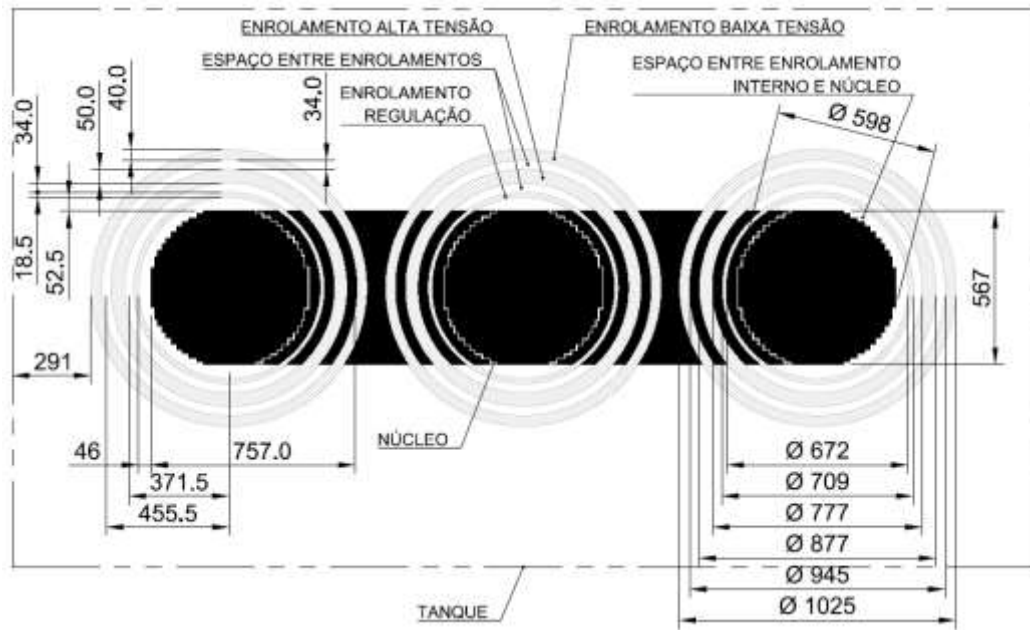
Fonte: Aperam

Figura 4.3 – Ilustração da vista frontal do núcleo do transformador com dimensões em milímetros.



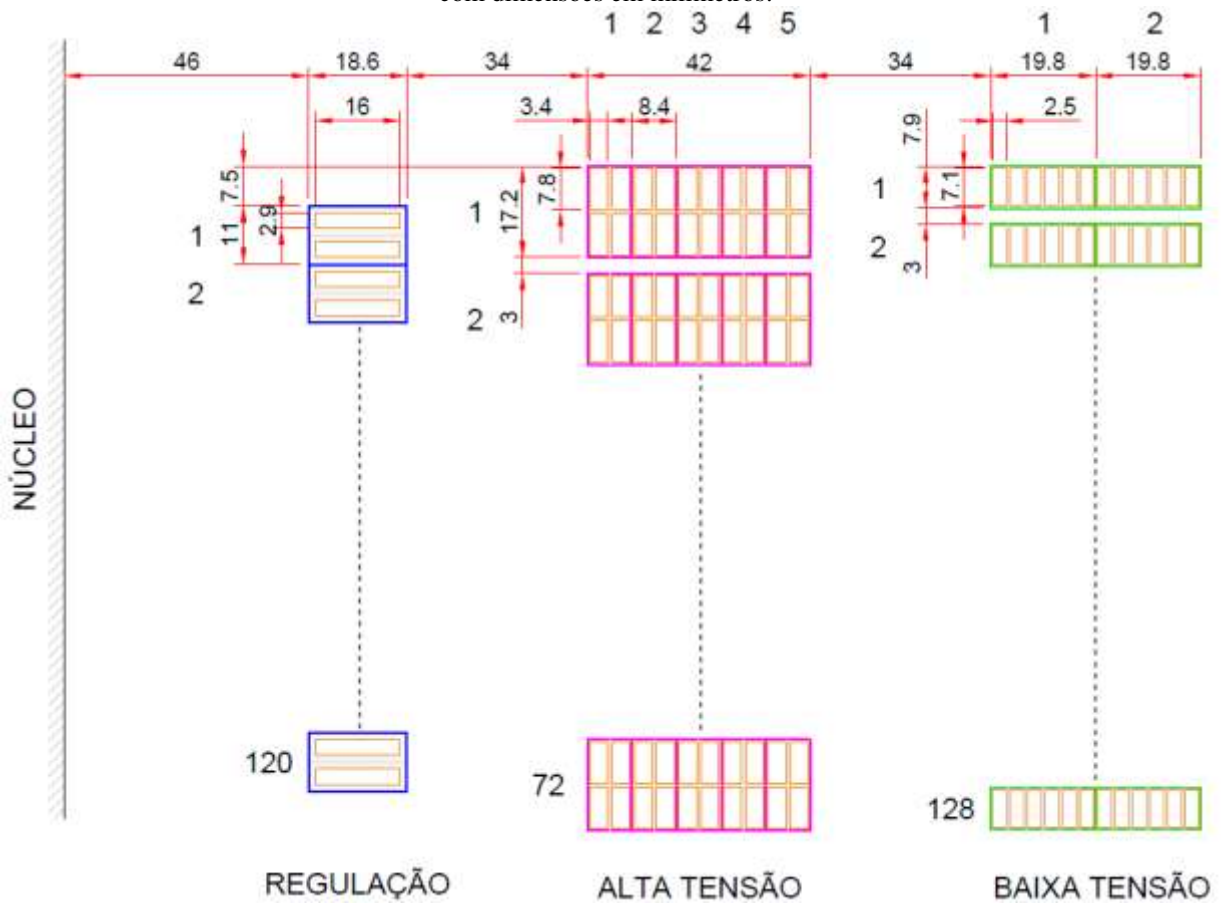
Fonte: (Data Engenharia, 2024)

Figura 4.4 – Ilustração da vista superior do núcleo e das bobinas com dimensões em milímetros.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 4.5 – Ilustração das disposições dos condutores dos enrolamentos de regulação, alta tensão e baixa tensão com dimensões em milímetros.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Para definir os valores de cada parâmetro do modelo eletromagnético do transformador de LF, foram empregadas três metodologias diferentes. A adoção dessas abordagens visa comparar os resultados obtidos por diferentes métodos, identificar eventuais divergências entre eles e avaliar quais estimativas apresentam maior confiabilidade para o modelo a ser adotado. O primeiro método envolve o cálculo dos valores dos parâmetros por fase do transformador por meio de cálculos analíticos. O segundo método demanda dados da geometria do transformador. O último método utilizado neste trabalho envolve medições experimentais, incluindo avaliações de perda a vazio, perdas sob carga, resistência de isolamento e fator de potência (ABNT NBR 5356, 2007b; IEEE Std C57.12.90, 2015). Os cálculos descritos nesta pesquisa foram realizados para os TAP's 1 e 13, correspondendo aos níveis de tensão mais baixo e mais alto do transformador estudado.

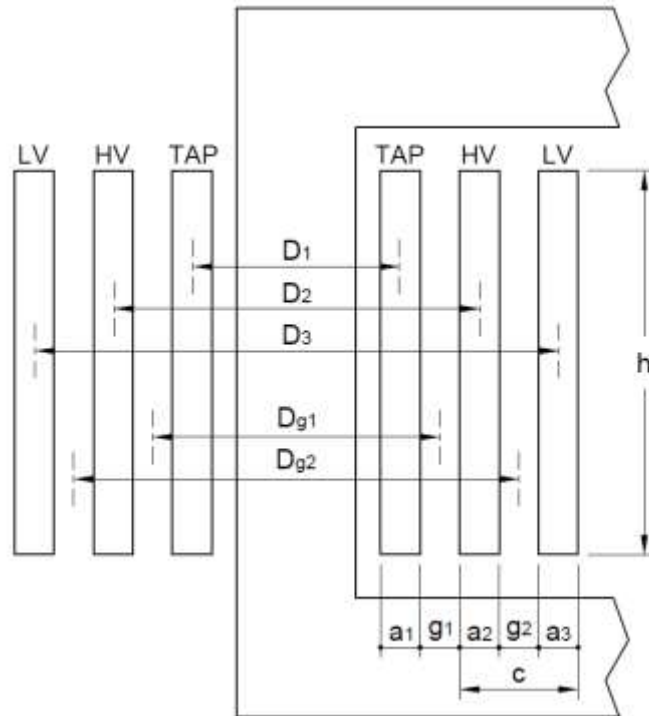
### 4.3 Cálculo analítico das impedâncias

#### 4.3.1 Indutância de dispersão

A magnitude da indutância de dispersão referida ao primário em transformadores com bobinas tubulares é calculada pela Equação (4.1). Ela é influenciada pela forma, tamanho e posicionamento das bobinas. A constante  $\mu_0$  representa a permeabilidade do vácuo,  $D_m$  denota o diâmetro médio da isolamento entre as bobinas e  $N_{AT}$  refere-se à quantidade de espiras na bobina de alta tensão (AT). Todos os outros parâmetros estão representados na Figura 4.6 (Flanagan, 1993; Martignoni, 2003; Ries, 2007).

$$L_{SH} = \left(1 - \frac{c}{\pi \cdot h}\right) \cdot \frac{\mu_0 \cdot \pi \cdot D_m \cdot N_{AT}^2}{h} \cdot \left(\frac{a_2 + a_3}{3} + g_2\right) \cdot 10^{-4} \text{ (H)} \quad (4.1)$$

Figura 4.6 – Ilustração de uma seção do transformador mostrando as distâncias de enrolamento consideradas no cálculo da impedância de dispersão.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.3.2 Resistência ôhmica

As Equações (4.2) e (4.3) consideram o comprimento total das bobinas para o cálculo analítico das resistências ôhmicas a 75°C. A constante  $\rho$  representa a resistividade elétrica do cobre a 75°C (0,020967  $\Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m}$ ). Os parâmetros  $l_{BT}$  e  $l_{AT}$  denotam os comprimentos médios por espira dos condutores de baixa tensão (BT) e alta tensão (AT).  $N_{BT}$  e  $N_{AT}$  referem-se ao número de espiras nas bobinas BT e AT.  $S_{BT}$  e  $S_{AT}$  representam as área da seção transversal dos condutores BT e AT (Martignoni, 2003). Deve-se salientar que, para o cálculo dessas resistências quando o transformador está operando no TAP com menor nível de tensão, é necessário incluir a influência da bobina de regulação através da soma do comprimento médio dos condutores da bobina de regulação.

$$R_{BT} = \frac{\rho \cdot l_{BT} \cdot N_{BT}}{S_{BT}} (\Omega) \quad (4.2)$$

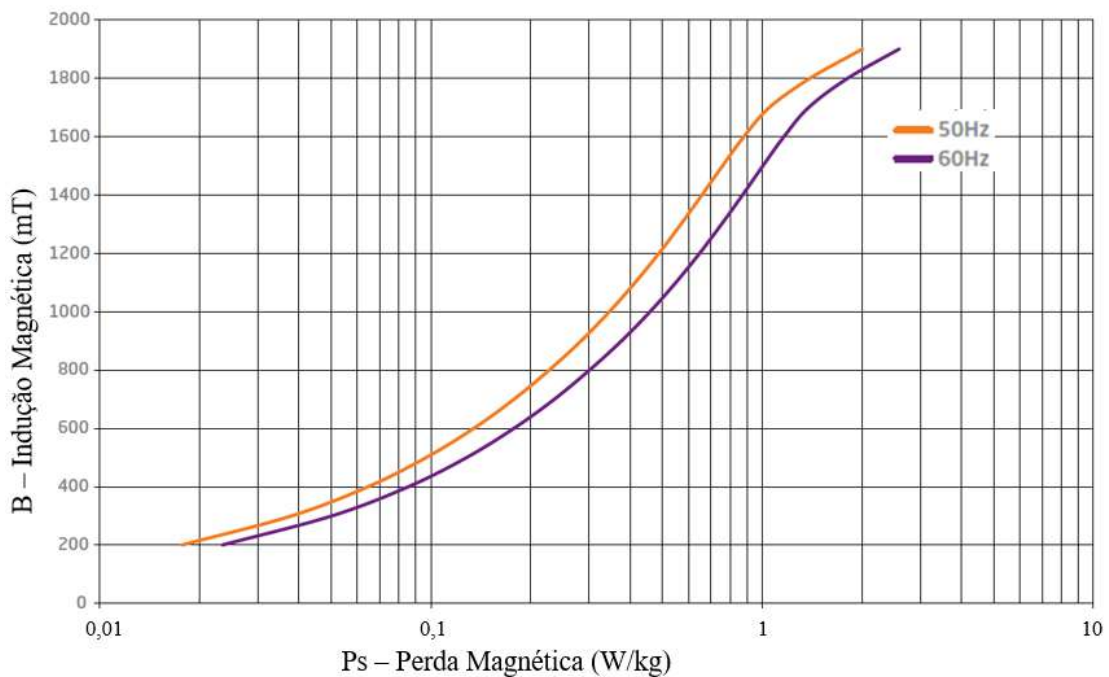
$$R_{AT} = \frac{\rho \cdot l_{AT} \cdot N_{AT}}{S_{AT}} (\Omega) \quad (4.3)$$

### 4.3.3 Perdas no núcleo

A resistência das perdas relativas no núcleo pode ser calculada por meio dos dados construtivos do núcleo e dos dados de perdas magnéticas (W/kg) do material ferromagnético em função da indução magnética B do aço silício, conforme mostrado na Figura 4.7. Desprezando a queda de tensão na impedância de dispersão da AT, a Equação (4.4) pode ser utilizada para calcular a resistência AT por fase ( $R_m$ ), onde  $v$  é a tensão aplicada e  $P_{\text{núcleo}}$  denota a perda no núcleo.

$$R_m = \frac{v^2}{P_{\text{núcleo}}/3} \quad (\Omega) \quad (4.4)$$

Figura 4.7 – Curva de perdas no núcleo.



Fonte: (Aperam, 2020)

### 4.3.4 Indutância de magnetização

A indutância de magnetização  $L_m$  é um parâmetro não linear, que varia de acordo com a curva de magnetização do núcleo apresentada na Figura 4.1. Ela é um parâmetro geométrico que se relaciona ao fluxo magnético e corrente de magnetização, e pode ser calculada usando a Equação (4.5). O parâmetro N representa a razão entre  $N_{AT}$  e  $N_{BT}$ ,  $\mu_r$  é a permeabilidade relativa

derivada da curva de saturação do núcleo e  $A$  indica a área da seção transversal do núcleo (Martignoni, 2003; Ries, 2007). As Equações (4.6) e (4.7) foram utilizadas para determinar o valor do comprimento do caminho magnético médio  $l_{a\_TOTAL}$ ,  $l_{b\_TOTAL}$  e  $l_{c\_TOTAL}$ , em cada uma das fases do transformador. Esses valores foram obtidos somando-se o caminho magnético correspondente à fase em análise com o equivalente ao paralelo dos caminhos magnéticos das outras duas fases ( $l_a$ ,  $l_b$  e  $l_c$ ). A Figura 4.3 ilustra como podem ser obtidos os parâmetros usados nessas equações.

$$L_m = \frac{\Phi}{I_m} = \frac{N^2 \cdot \mu_r \cdot \mu_0 \cdot A}{l} (H) \quad (4.5)$$

$$l_{a\_TOTAL} = l_{c\_TOTAL} = l_a + \frac{l_b \cdot l_c}{l_b + l_c} = (h + 2 \cdot l) + \left[ \frac{h \cdot (h + 2 \cdot l)}{h + (h + 2 \cdot l)} \right] \quad (4.6)$$

$$l_{b\_TOTAL} = l_b + \frac{l_a \cdot l_c}{l_a + l_c} = h + \left[ \frac{(h + 2 \cdot l) \cdot (h + 2 \cdot l)}{(h + 2 \cdot l) + (h + 2 \cdot l)} \right] \quad (4.7)$$

A curva de indutância de magnetização para cada fase do transformador operando no TAP 13 pode ser calculada através a Equação (4.5), conforme ilustrado na Figura 4.8. A Figura 4.9 ilustra as diferenças entre as curvas de indutância de magnetização das fases A e C quando simulado nos TAPs 1 e 13. Observa-se que a indutância de magnetização é um parâmetro não linear. Esse comportamento está relacionado à curva de magnetização do aço, apresentada na Figura 4.2, a qual exibe uma região inicial quase linear para baixos valores de campo magnético  $H$ . Nessa faixa, a relação entre corrente e fluxo magnético é linear, resultando em uma indutância aproximadamente constante. No entanto, à medida que a corrente aumenta, o ponto de operação se desloca para a região de saturação da curva  $B(H)$ , onde a permeabilidade magnética diferencial diminui, ocasionando a redução da indutância. Além disso, observa-se que a indutância de magnetização da fase B é maior do que a das fases A e C, devido ao seu caminho magnético médio ser menor.

Figura 4.8 – Curva de indutância de magnetização com transformador operando no TAP 13 obtida utilizando método analítico.

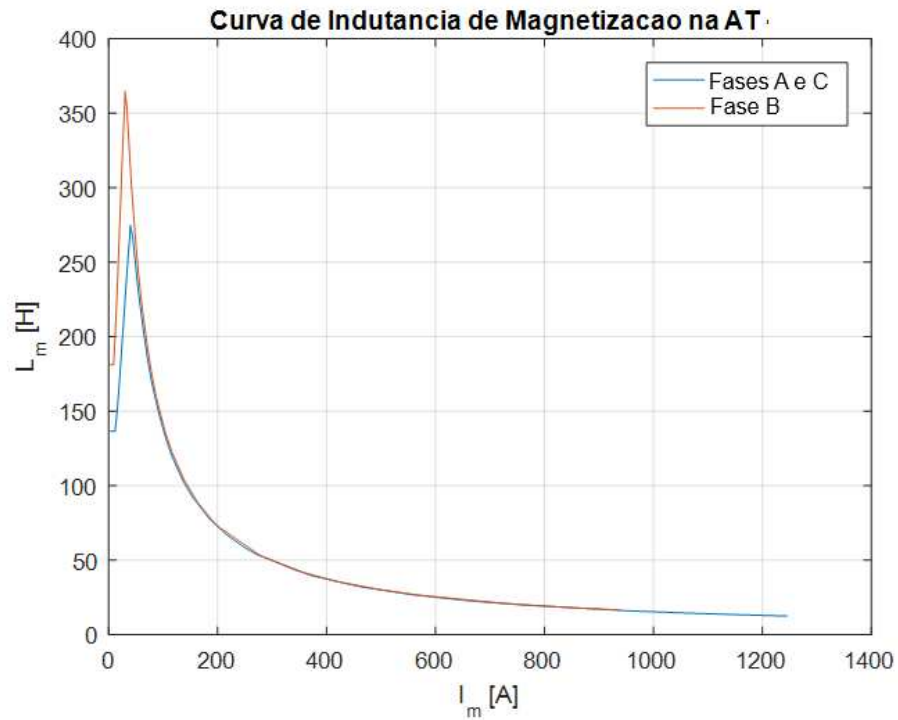
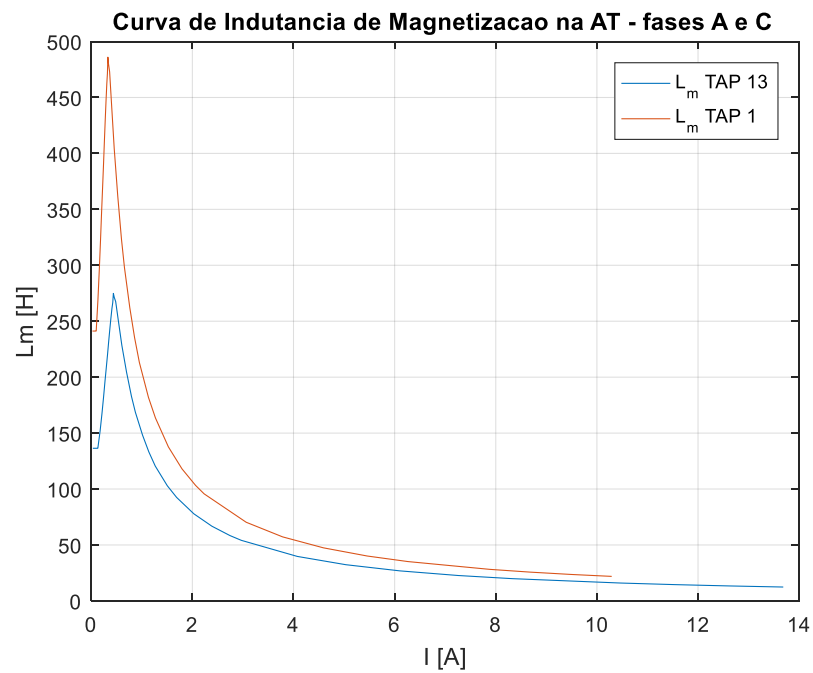


Figura 4.9 – Curva de indutância de magnetização das fases A e C, com transformador operando nos TAP's 1 e 13 obtida utilizando método analítico.



### 4.3.5 Capacitâncias

Os valores das capacitâncias do modelo eletromagnético podem ser calculadas analiticamente de acordo com as Equações (4.8) e (4.9) (Flanagan, 1993; Martignoni, 2003). É crucial considerar a altura da bobina ( $h_{bobina}$ ) e o raio equivalente de cada bobina ( $r_{eq\_BT}$  e  $r_{eq\_AT}$ ), a combinação de papel e óleo entre as bobinas, juntamente com a permissividade elétrica do vácuo ( $\epsilon_0 = 8,854 \times 10^{-12}$  F/m) e permissividade elétrica relativa de cada material ( $\epsilon_{\acute{o}leo} = 2,2$ ,  $\epsilon_{papel} = 4,4$ ) durante os cálculos. A capacitância entre os enrolamentos de alta e baixa tensão ( $C_{AT-BT}$ ) é obtida pela Equação (4.8):

$$C_{AT-BT} = 2 \cdot \pi \cdot \epsilon_0 \cdot \epsilon_{\acute{o}leo} \cdot \frac{h_{bobina}}{\ln\left(\frac{r_{eq\_BT}}{r_{eq\_AT}}\right)} \quad (F) \quad (4.8)$$

O raio equivalente ( $r_{eq}$ ) das bobinas é calculado com base nas espessuras e quantidades de camadas dos materiais isolantes, conforme a Equação (4.9):

$$r_{eq} = n_{papel} \cdot (1,5 \cdot r_{papel}) + n_{\acute{o}leo} \cdot r_{\acute{o}leo} \quad (m) \quad (4.9)$$

em que:

- $n_{papel}$  é o número de camadas de papel isolante entre as bobinas,
- $r_{papel}$  é a espessura de uma camada de papel (m),
- $n_{\acute{o}leo}$  é o número de espaços preenchidos por óleo entre as bobinas,
- $r_{\acute{o}leo}$  é a espessura da separação com óleo (m).

A capacitância alta tensão-terra (AT-T) no TAP 13 pode ser calculada de maneira semelhante, considerando a distância entre as bobinas AT e REG, dado que esta última bobina está aterrada. O cálculo da capacitância baixa tensão-terra (BT-T) considera dois caminhos capacitivos principais: um entre o enrolamento BT e o enrolamento AT (com o AT aterrado), e outro entre o BT e o tanque. Esses dois caminhos estão em paralelo com relação à terra, de modo que a capacitância total BT-T é obtida pela soma das capacitâncias individuais, ainda que seus valores possam diferir.

#### 4.4 Parâmetros obtidos utilizando elementos finitos

O método de elementos finitos (*Finite Element Method* - FEM) é capaz de solucionar equações diferenciais e integrais através de técnicas numéricas. Nesse método, o espaço simulado é dividido em pequenas geometrias simples, chamadas de elementos finitos, e cálculos numéricos foram realizados em cada subdomínio (ZHANG, 2015). Sua utilização se torna interessante para cálculos de dispositivos com geometrias esbeltas, devido à dificuldade analítica em obter os valores das variáveis, como é o caso de um transformador. Um *software* comumente utilizado para esse fim é o FEMM (*Finite Element Method Magnetics*) (Meeker, 2018), que limita as simulações em duas dimensões. Ajustes foram necessários para levar em conta as variações nas dimensões do núcleo ao longo da profundidade do transformador, a fim de aproximar sua forma tridimensional original. É importante salientar que irregularidades como saliências e canais de resfriamento devem ser abordadas para evitar discrepâncias entre as áreas de seção reais e modeladas. Além disso, para esta pesquisa, foi necessário realizar ajustes nas larguras das colunas e da coroa para preservar a área da seção transversal do núcleo e o caminho magnético médio do transformador. Esses ajustes de *design* foram únicos para cada parâmetro.

##### 4.4.1 Indutância de dispersão

A indutância de dispersão, que é associada ao volume de ar entre as bobinas, exigiu modificações em seu desenho, quando comparado ao desenho original do transformador. A largura da perna e da coroa mantiveram a dimensão inicial cujo valor é 580 mm para preservar a área com ar dentro do núcleo. No entanto, a profundidade foi alterada para 442 mm, para manter a área de seção transversal do núcleo.

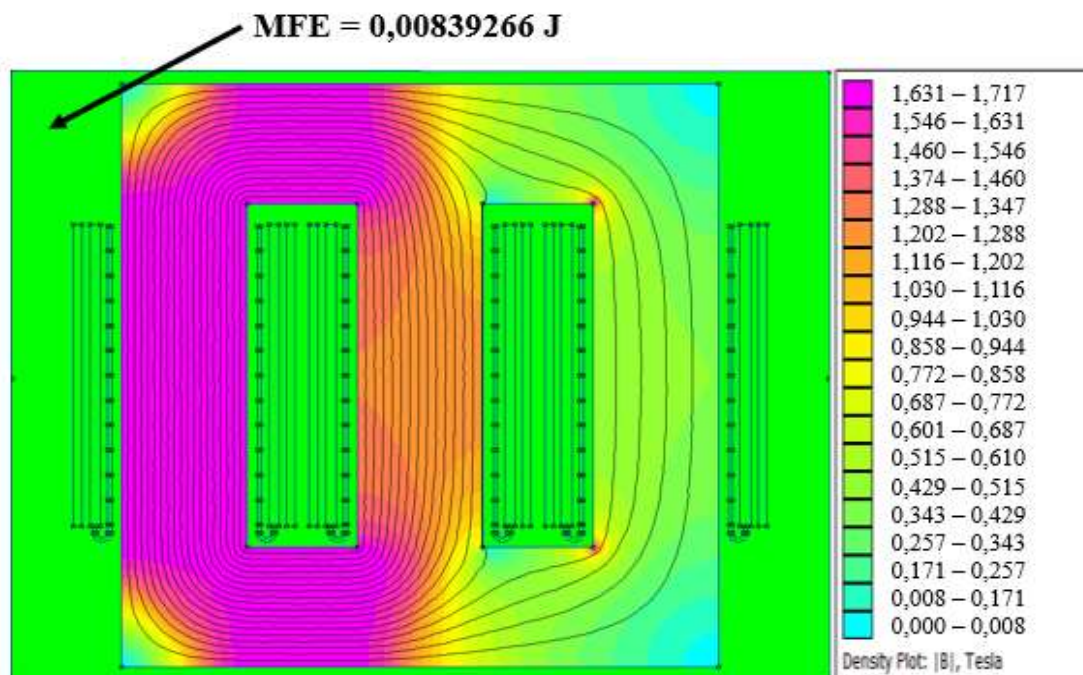
Para calcular a indutância de dispersão por fase, a corrente a vazio de  $I_{A\_AT}$  de 0,9 A foi simulada na fase A da bobina AT. Isso reflete o ponto de operação nominal do transformador ( $B \sim 1,67$  T). Todas as outras correntes nas fases B e C da bobina AT e nas três fases da bobina BT foram atribuídas com o valor nulo.

A indutância de dispersão  $L_{SH}$  pode ser calculada usando a Equação (4.10), com base no método proposto por Saraiva (2010), que emprega uma condição a vazio com energização monofásica (Saraiva et al., 2010). Essa abordagem integra a energia do campo magnético (MFE) armazenada apenas no ar e nas bobinas, excluindo o núcleo.

$$L_{SH} = \frac{2 \cdot MFE}{I_{A,AT}^2} [\text{H}] \quad (4.10)$$

Embora a determinação da indutância de dispersão seja comumente realizada por meio de ensaios de curto-circuito, nesta simulação optou-se por aplicar a corrente a vazia na fase A da bobina de alta tensão. Essa abordagem permite isolar o fluxo de dispersão da fase excitada, reduzindo a influência do acoplamento magnético entre os enrolamentos e facilitando a avaliação da distribuição de fluxo de dispersão ao redor da bobina. Uma representação 2D planar da simulação magnetostática, desenvolvida no *software* FEMM (Meeker, 2018), foi utilizada para esse propósito, conforme ilustrado na Figura 4.10. As cores dentro do núcleo do transformador representam a densidade de fluxo magnético (B), conforme indicado pela escala de cores à direita. Essa visualização ajuda a identificar áreas de maior e menor fluxo magnético dentro do núcleo. As áreas designadas em verde, incluindo as regiões de ar e os enrolamentos, representam o valor da energia magnética integrada (MFE). Este valor será utilizado no cálculo da indutância de dispersão, seguindo a Equação 4.10.

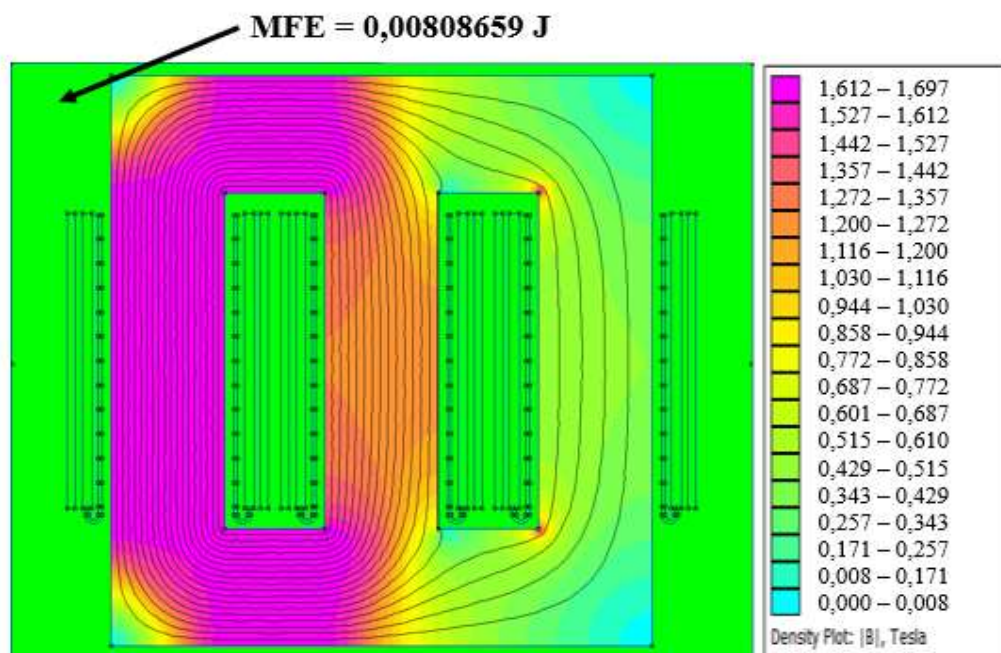
Figura 4.10 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a energia do campo magnético - TAP 13.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Para obter valor de indutância de dispersão com TAP 1, aplica-se na bobina de regulação da fase A o mesmo valor de corrente da fase A da bobina de AT, mantendo o ponto nominal de indução do transformador ( $B \sim 1,67T$ ). Neste caso, o valor da corrente a vazio na alta tensão passa a ser  $I_{AT} = 0,67A$ . A Figura 4.11 apresenta o resultado dessa simulação no FEMM (Meeker, 2018).

Figura 4.11 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a energia do campo magnético - TAP 1.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.4.2 Resistência ôhmica

Como o valor calculado da resistência depende do comprimento do condutor, foi necessário realizar modificações no modelo FEMM, que realiza simulações em 2D, desconsiderando a cabeça da bobina. Para isso, adotou-se uma profundidade equivalente no modelo, correspondente à metade do comprimento total dos condutores, considerando o percurso do fio desde a entrada até a saída da bobina. Dessa forma, a profundidade adotada no FEMM foi de 1299 mm para o enrolamento de alta tensão no TAP 13 e de 1547 mm para o enrolamento de baixa tensão.

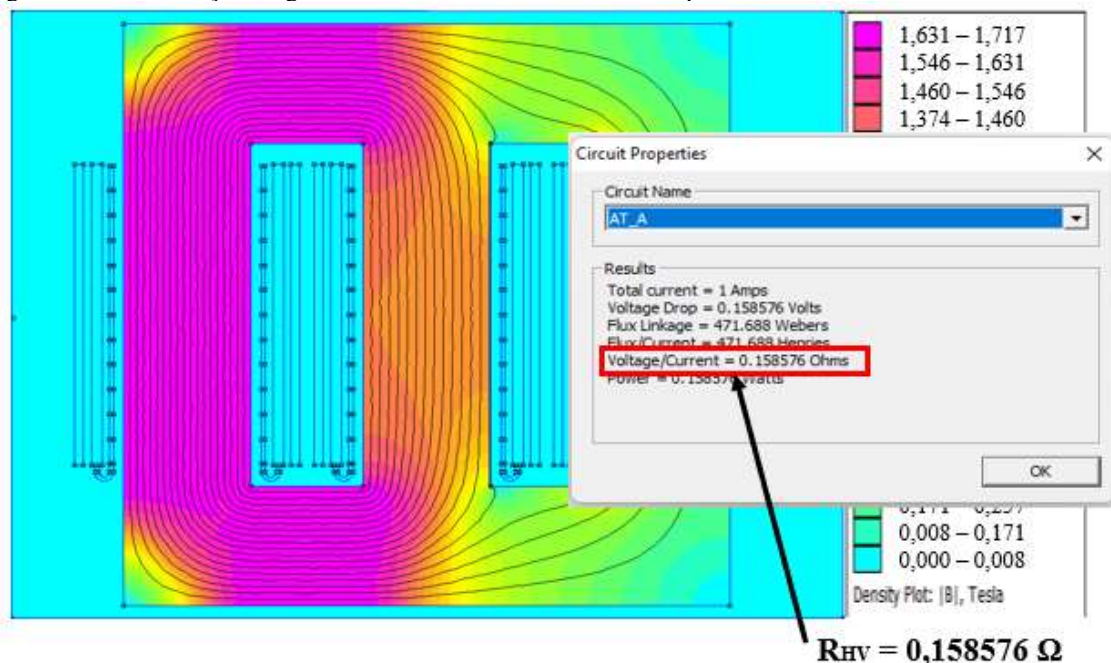
Uma corrente próxima aos valores nominais sem carga de 1A foi aplicada na fase A do lado de alta tensão (AT) em uma simulação, enquanto uma corrente correspondente à razão de transformação (100A) foi aplicada na fase A do lado de baixa tensão (BT) em outra simulação, com as correntes das fases B e C de ambos os lados AT e BT sendo definidas como zero. As simulações FEMM estão representadas nas Figuras 4.12 e 4.13. O valor exibido na caixa de resultados indica os valores do circuito para os lados de alta e baixa tensão, respectivamente. O valor da resistência é representado como Tensão/Corrente.

A resistividade do cobre varia com a temperatura ( $\alpha^{20^\circ\text{C}} = 3.93 \cdot 10^{-3} \text{C}^{-1}$ ), impactando o valor da resistência ôhmica. As Equações (4.11) e (4.12) foram utilizadas para calcular a resistência e convertê-la para  $75^\circ\text{C}$ .

$$R = \frac{\rho \cdot l \cdot N}{S} \quad (4.11)$$

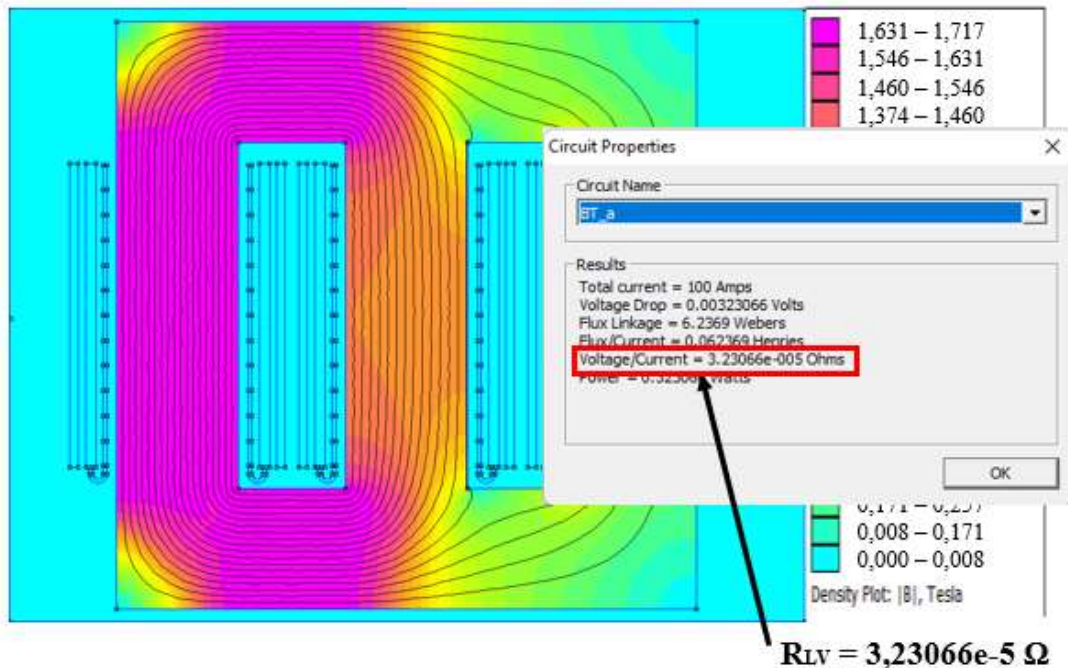
$$R_{75^\circ\text{C}} = R_{20^\circ\text{C}} \cdot [1 + \alpha_{20^\circ\text{C}} \cdot (\Delta T)] = R_{20^\circ\text{C}} \cdot 1,216 \quad (4.12)$$

Figura 4.12 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a resistência ôhmica da AT.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 4.13 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a resistência ôhmica da BT.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.4.3 Indutância de magnetização

A indutância de magnetização  $L_m$  por fase do transformador foi calculada sob as mesmas condições operacionais das medições experimentais, ou seja, em um único ponto de operação, determinado pela aplicação da tensão nominal no terminal de baixa tensão do transformador, com o primário em aberto. Isso envolveu a aplicação de corrente a vazio na fase A da bobina BT, com as correntes das demais fases mantidas nulas. Neste caso, o valor da corrente a vazio  $I_{A\_BT}$  foi de 36,47 A para o transformador com o TAP ajustado ao nível mais baixo de tensão, e de 64,85 A para o transformador com o TAP ajustado ao nível mais alto de tensão. É importante notar que a indutância de magnetização não possui um valor constante; ela forma uma curva cuja forma varia conforme as características do material ferromagnético empregado no núcleo.

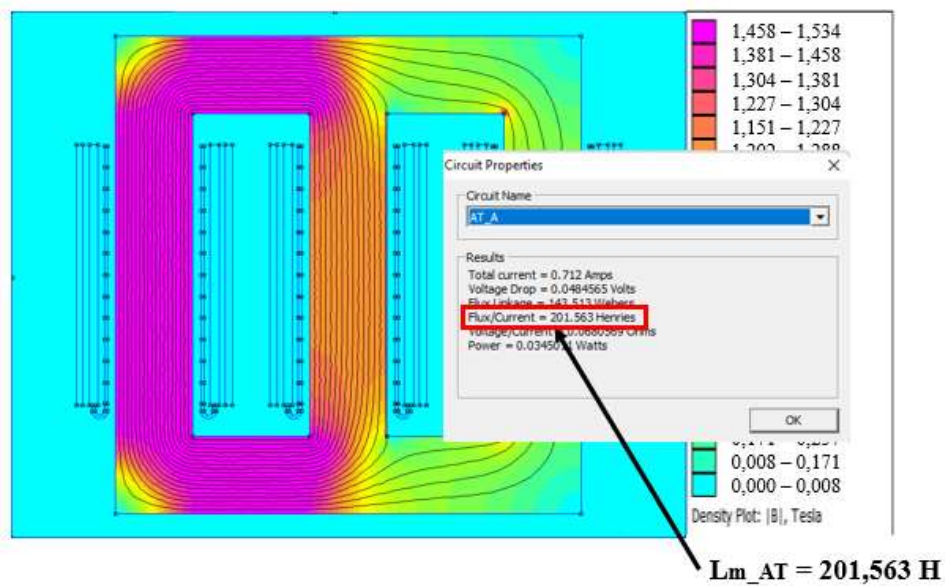
A profundidade e a largura do núcleo utilizadas nesse cenário foram de 567 mm e 432,5 mm, respectivamente. A distância entre as bobinas e o núcleo foi preservada para manter os efeitos de dispersão inalterados.

As Figuras 4.14 e 4.15 apresentam o resultado da análise de elementos finitos para o cálculo da indutância de magnetização. Os valores encontrados correspondem à indutância de magnetização na baixa tensão. Para obter  $L_{m\_AT}$ , basta referir esse valor à AT utilizando a

Equação (4.13), onde  $N$  é o valor da relação de espiras entre AT e BT,  $\lambda$  é o enlace de fluxo e  $i$  é a corrente aplicada. Esse cálculo foi repetido em vários pontos de operação, a fim de obter a curva da indutância de magnetização.

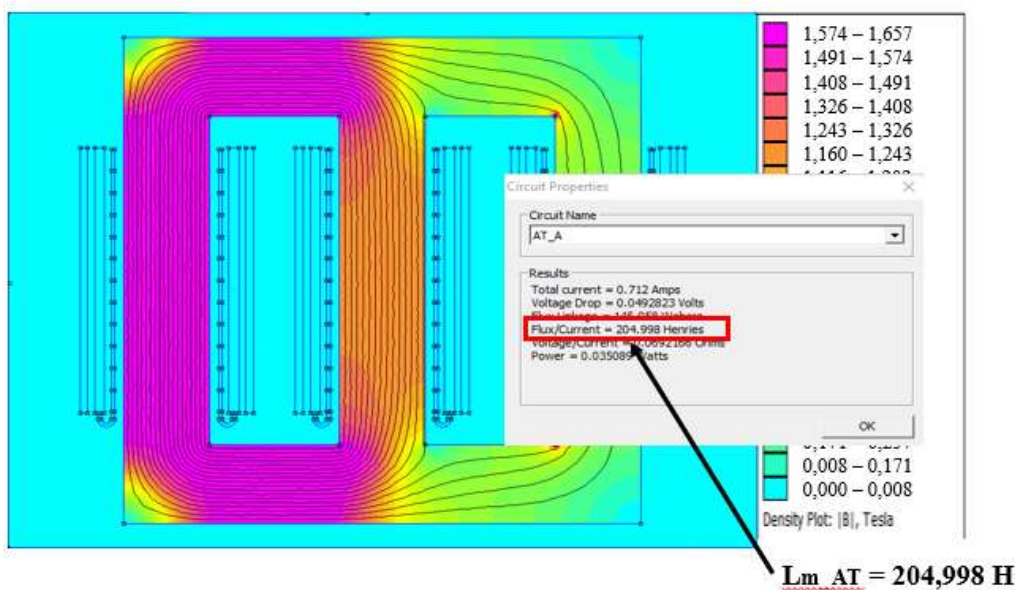
$$L_{m\_AT} = N^2 \cdot \left( \frac{\lambda}{i} \right) \text{ [H]} \quad (4.13)$$

Figura 4.14 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a indutância de magnetização da bobina AT – TAP 1.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 4.15 – Simulação magnetostática desenvolvida no FEMM para determinar a indutância de magnetização da bobina AT – TAP 13.



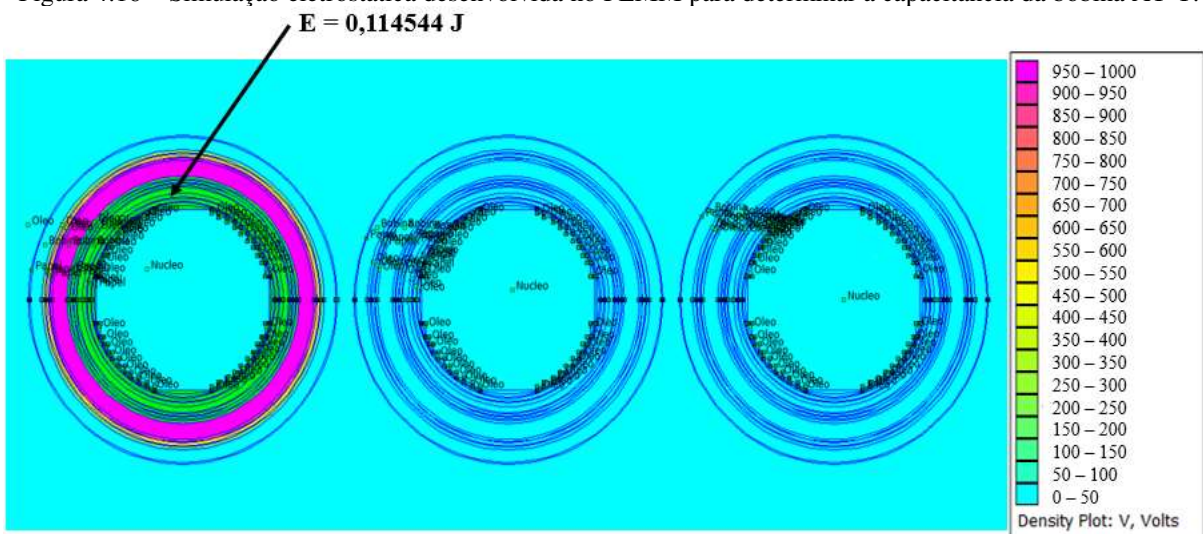
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.4.4 Capacitâncias

Os valores de capacitância entre as bobinas AT-BT, AT-T e BT-T foram calculados utilizando o modo Eletrostático do FEMM (Meeker, 2018). Foi utilizada uma profundidade de 1460 mm, que é a altura das bobinas, e valores de permissividade elétrica relativa de  $\epsilon_{\text{óleo}} = 2,2$ ,  $\epsilon_{\text{papel}} = 4,4$ ,  $\epsilon_{\text{bobinas}} = 1$  e  $\epsilon_{\text{núcleo}} = 1$ . O modelo geométrico foi ajustado, fornecendo uma representação em vista superior, conforme mostrado nas Figuras 4.16, 4.17 e 4.18. Uma tensão de 10.000 V foi aplicada à fase A da bobina AT, representada em rosa, e demais condutores e núcleo permaneceram com 0 V. Os valores de capacitância entre AT e T por fase foram calculados pela Equação (4.14). O valor da energia armazenada E foi obtido na região entre a bobina de AT e o núcleo, conforme ilustrado em verde na Figura 4.16. De forma análoga, as capacitâncias  $C_{\text{AT\_BT}}$  foram obtidas aplicando 10.000 V na bobina AT e integrando a energia entre as bobinas de AT e BT, conforme mostrado na Figura 4.17. Por fim, a capacitância  $C_{\text{BT\_T}}$  é obtida aplicando 100 V à bobina BT e utilizando a energia armazenada entre a bobina de BT, o tanque e o núcleo, com o resultado ilustrado na Figura 4.18. Discrepâncias entre esses resultados e os cálculos teóricos surgiram das simplificações destes últimos, que negligenciaram os efeitos de borda.

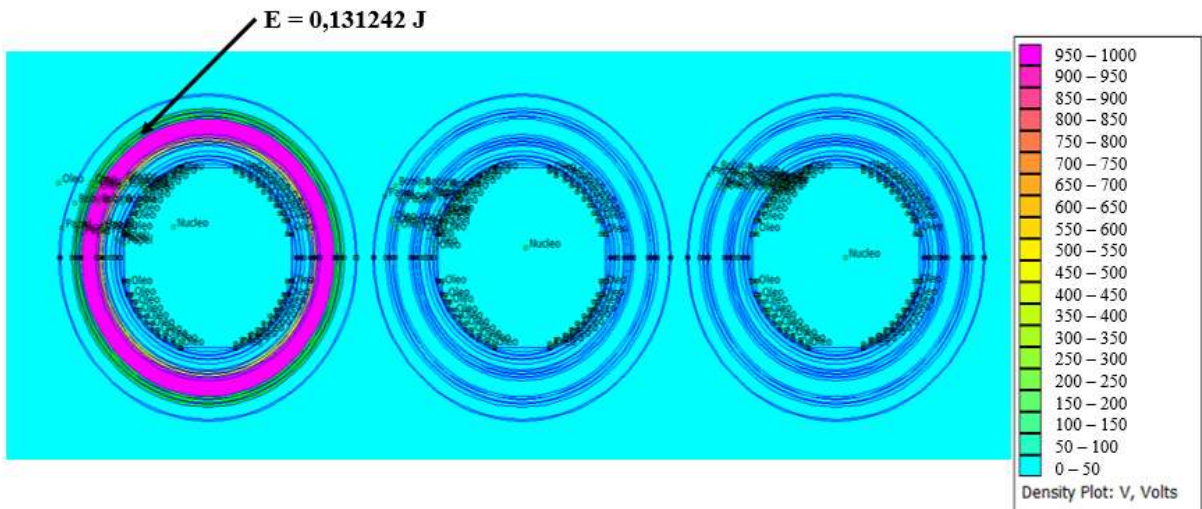
$$C = \frac{2 \cdot E}{V^2} \quad (4.14)$$

Figura 4.16 – Simulação eletrostática desenvolvida no FEMM para determinar a capacitância da bobina AT-T.



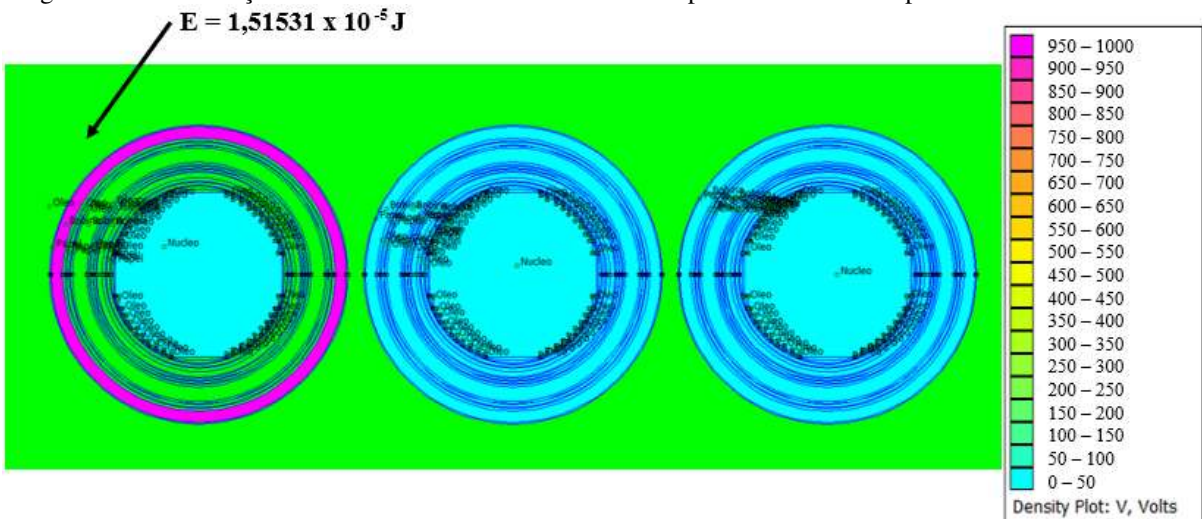
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 4.17 – Simulação eletrostática desenvolvida no FEMM para determinar a capacitância da bobina AT-BT.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 4.18 – Simulação eletrostática desenvolvida no FEMM para determinar a capacitância da bobina BT-T.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.4.5 Validação do modelo em elementos finitos

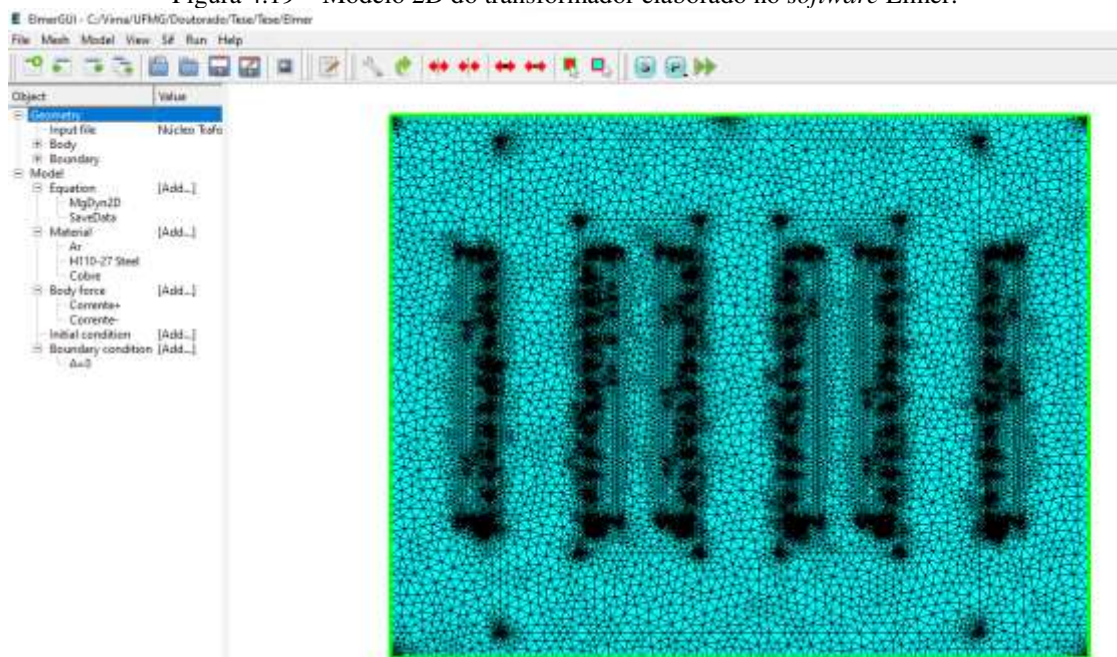
Nesta subseção, foi avaliada a consistência e a concordância dos resultados do modelo computacional 2D do transformador desenvolvido no FEMM (Meeker, 2018). O modelo foi validado por meio de simulações tridimensionais, permitindo a comparação entre as abordagens e a identificação de possíveis ajustes necessários. Para isso, foi utilizado o *software* Elmer, que é um pacote *Open Source* para modelagem multifísica 3D, que suporta modelos para eletromagnetismo estático e dinâmico, mecânica, dinâmica de fluidos e transferência de calor,

entre outros (Bayless, 2023). Nesse processo, foi primeiramente realizada a comparação dos modelos bidimensionais com ambos os *softwares* para averiguar concordância dos resultados.

#### 4.4.5.1 Comparação dos resultados em elementos finitos

Para garantir a concordância entre os dois *softwares* de elementos finitos, foram realizadas simulações bidimensionais do transformador de LF em duas ferramentas distintas. O modelo 2D desenvolvido no Elmer (Bayless, 2023), ilustrado na Figura 4.19, foi comparado ao modelo elaborado no FEMM (Meeker, 2018). Nesta abordagem, foi utilizado o arquivo com o modelo do transformador elaborado no FEMM, já com as malhas, e, então, importado para o Elmer através do *software* xfemm.

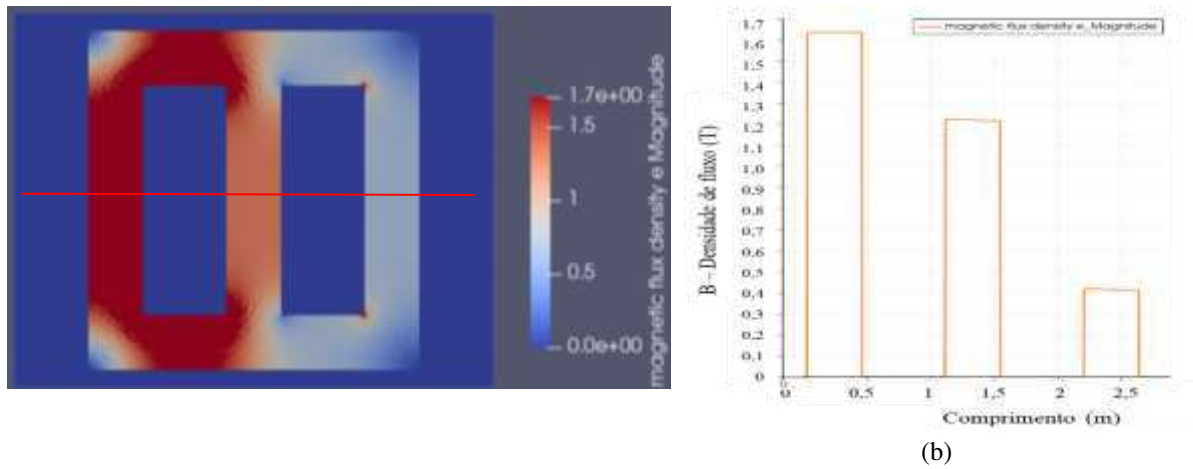
Figura 4.19 – Modelo 2D do transformador elaborado no *software* Elmer.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Os resultados obtidos no Elmer para aplicação de densidade de corrente de  $4442 \text{ A/m}^2$  na fase A do enrolamento de baixa tensão, correspondente a uma corrente de  $64,85 \text{ A}$ , são visualizados na Figura 4.20 (a) e (b), utilizando o *software* Paraview. É possível observar que os valores de indução magnética apresentados na Tabela 4.2 possuem desvio inferior a 1% em comparação ao obtido no FEMM e ilustrado na Figura 4.21 (a) e (b).

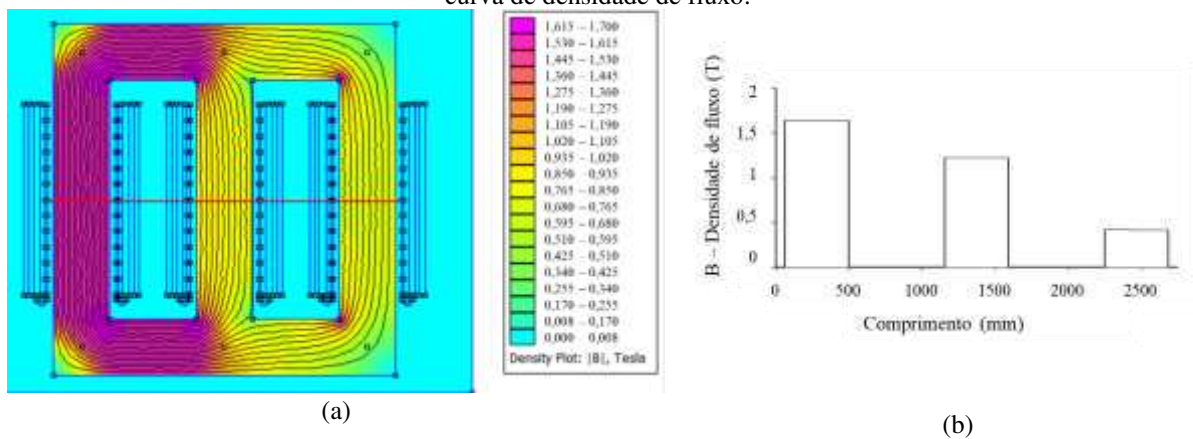
Figura 4.20 – Resultados da simulação em elementos finitos do transformador 2D (a) elaborado no Elmer e visualizado no Paraview e (b) curva de densidade de fluxo.



(a)

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 4.21 – Resultados da simulação em elementos finitos do transformador 2D (a) elaborado no FEMM e (b) curva de densidade de fluxo.



(a)

(b)

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Tabela 4.2 – Comparação de valores de indução magnética obtidas nos modelos 2D elaborados nos *softwares* FEMM e Elmer.

Coluna do núcleo	FEMM	Elmer	Discrepância
Fase A	1,637 T	1,634 T	0,18%
Fase B	1,220 T	1,224 T	-0,32%
Fase C	0,414 T	0,410 T	0,97%

Fonte: Elaboração própria

#### 4.4.5.2 Comparação de modelos 3D e 2D em elementos finitos

Em seguida, foi desenvolvido o modelo 3D do transformador no Elmer (Bayless, 2023), complementando as simulações realizadas em 2D. A transição para uma representação tridimensional permite uma análise mais próxima da realidade do comportamento eletromagnético do transformador, capturando fenômenos que podem não ser evidentes em modelos bidimensionais, como, por exemplo, a parcela da profundidade da dispersão devido à disposição espacial da cabeça de bobina.

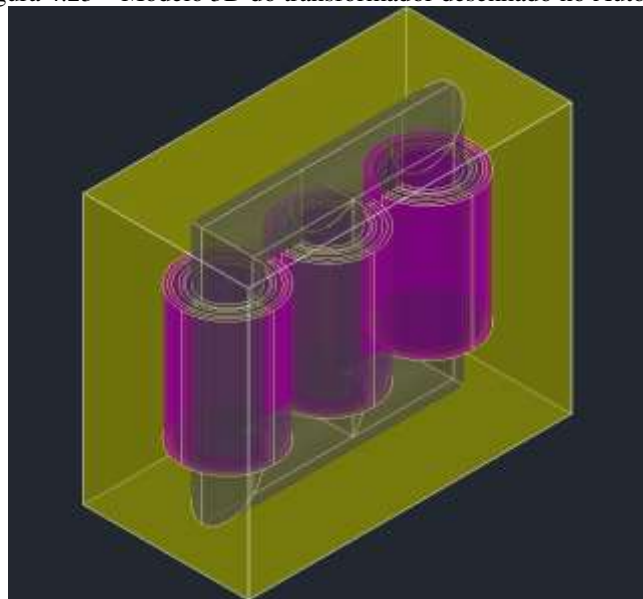
Para realizar a simulação do transformador em 3D no Elmer, foram seguidos os passos indicados na Figura 4.22. O desenho foi desenvolvido no AutoCAD, ilustrado na Figura 4.23, utilizando as dimensões do transformador. A malha do modelo 3D do transformador foi realizada no *software* Salome (Kloss; Stobiac; Kazakov, 2024) e importado para o Elmer. A Figura 4.24 apresenta o modelo 3D já malhado no Elmer, com o tanque oculto por conveniência de visualização.

Figura 4.22 – Metodologia utilizada para simulação do transformador 3D em elementos finitos.



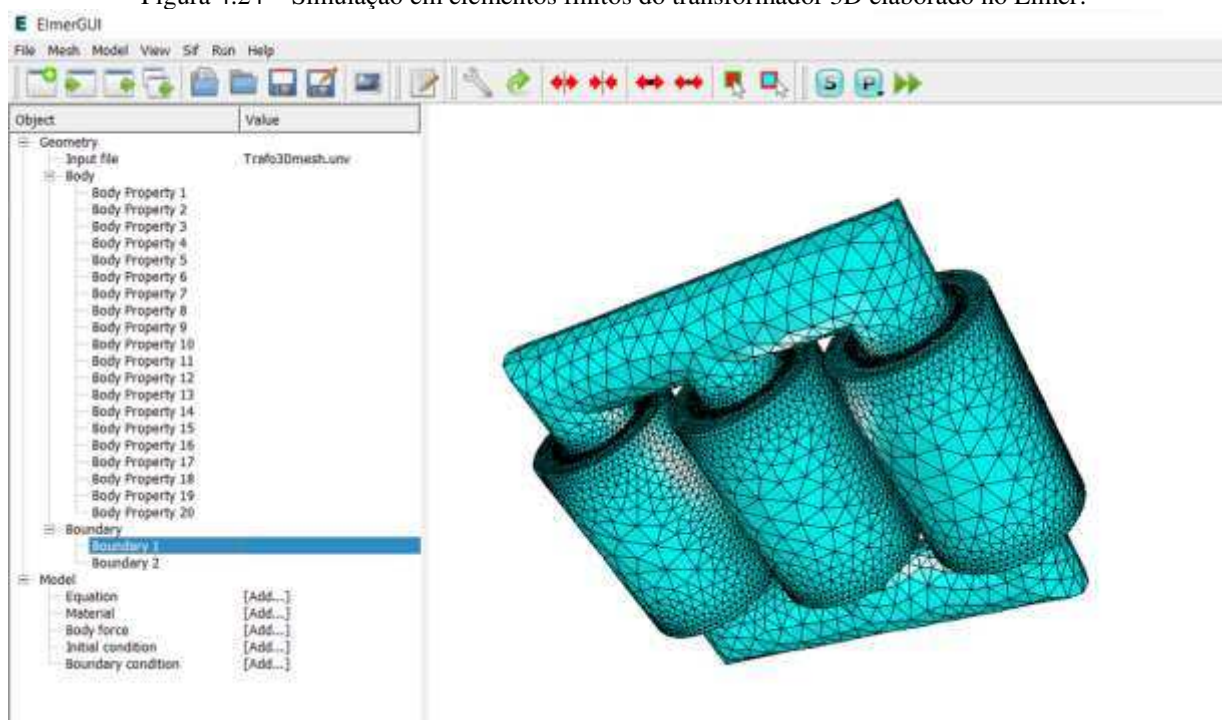
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 4.23 – Modelo 3D do transformador desenhado no Autocad.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 4.24 – Simulação em elementos finitos do transformador 3D elaborado no Elmer.

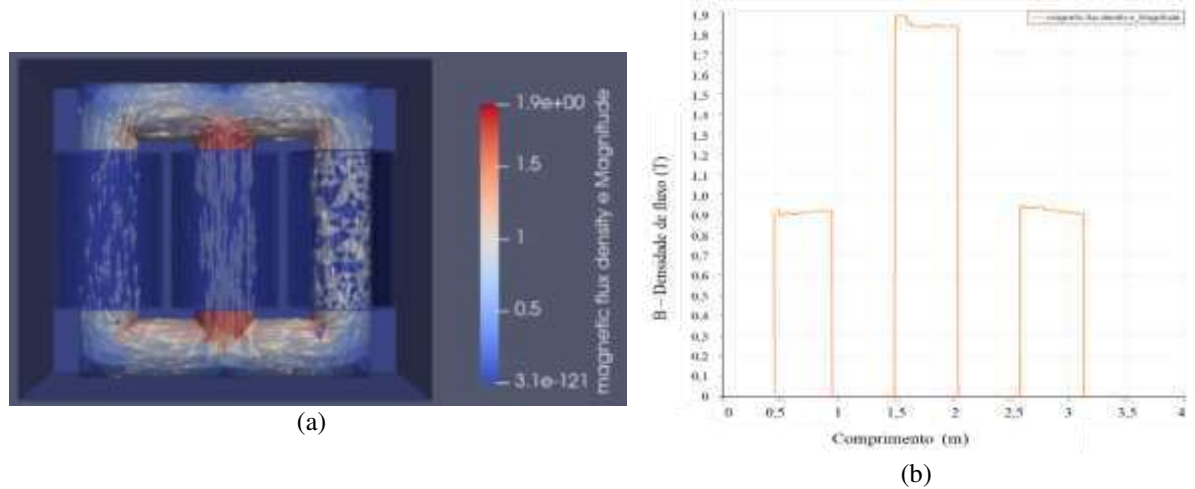


Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Deve-se levar em consideração que, durante a elaboração do modelo 2D do transformador, ele deve possuir o mesmo volume do núcleo apresentado pelo modelo 3D. Assim, a largura e profundidade do núcleo no modelo 2D deve ser ajustada para que essa afirmação seja verificada.

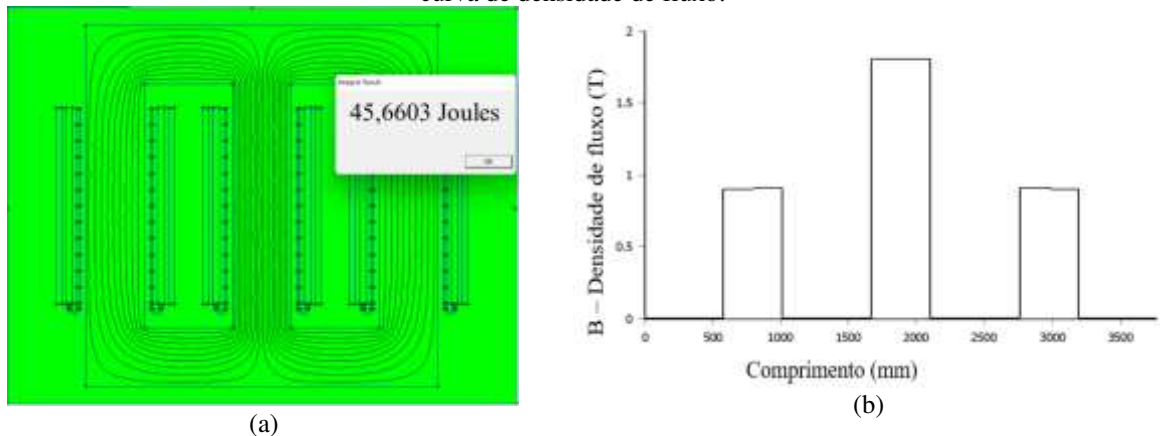
A referência para a fase B é a densidade de fluxo correspondente à corrente de 0,9 A, que equivale à corrente a vazio no enrolamento de alta tensão. Com base nisso, foram realizadas nove simulações, variando a densidade de corrente na fase B entre 477,2 A/m<sup>2</sup> e 4294 A/m<sup>2</sup>, o que corresponde a uma variação da corrente de 0,1 A a 0,9 A. Nas fases A e C, a densidade de corrente variou entre -238,6 A/m<sup>2</sup> e -2147 A/m<sup>2</sup>. A Figura 4.25 apresenta o resultado obtido na simulação realizada no Elmer, visualizada no Paraview, para uma densidade de corrente de 4294 A/m<sup>2</sup>, enquanto a Figura 4.26 ilustra o resultado correspondente obtido no FEMM. Adicionalmente, as Figuras 4.27 mostram a comparação dos valores de energia e da coenergia do transformador obtidos com os *softwares* FEMM e Elmer.

Figura 4.25 – Resultados da simulação em elementos finitos do transformador 3D (a) elaborado no Elmer e visualizado no Paraview e (b) curva de densidade de fluxo.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

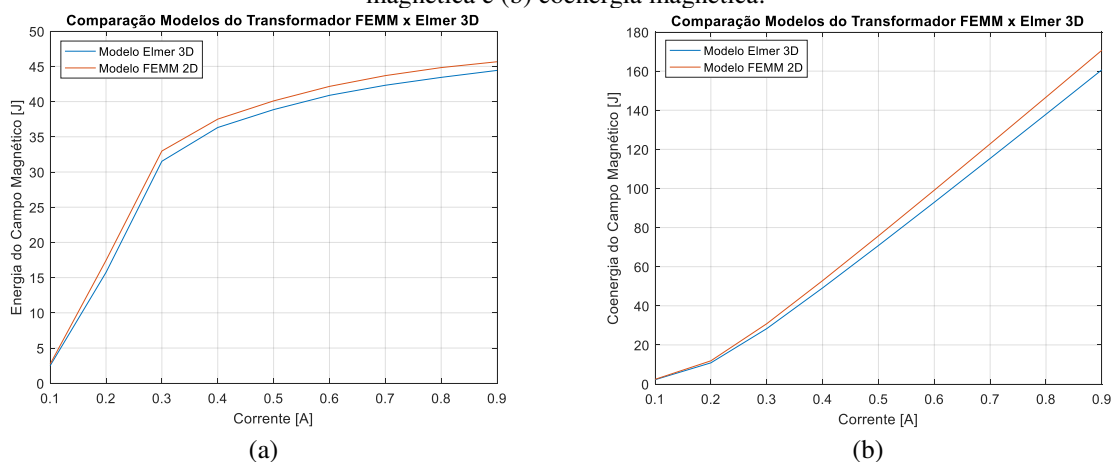
Figura 4.26 – Resultados da simulação em elementos finitos do transformador 2D elaborado no FEMM (a) e (b) curva de densidade de fluxo.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

As diferenças observadas nas Figuras 4.27 para os valores de energia do campo magnético são de aproximadamente 3%, enquanto para a coenergia, os erros atingem cerca de 6%. Essa diferença entre as simulações dos modelos 2D e 3D é atribuída à impossibilidade de simular a parte frontal e traseira das bobinas (cabeça da bobina) no modelo 2D, o que oculta a contribuição do fluxo e da dispersão. Além disso, as malhas também apresentam tamanhos diferentes em cada *software*, resultando em variações nos resultados entre as simulações 2D e 3D. Essa diferença nos valores de energia e coenergia afeta diretamente a exatidão dos parâmetros do transformador, como as indutâncias de magnetização e dispersão, que influenciam o desempenho eletromagnético do equipamento e a resposta a transitórios.

Figura 4.27 – Curvas com resultados de comparação obtidos no FEMM e Elmer para valores de (a) energia magnética e (b) coenergia magnética.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

  importante destacar que a discrepância aceitável em simula es por elementos finitos utilizando diferentes plataformas de *software* varia, mas geralmente fica abaixo de 15% em rela o a dados experimentais e 6% em compara o a dados analíticos, indicando um alto nível de confiabilidade (Ferreira, 2016). Diante disso, podemos afirmar que o modelo computacional em 2D do transformador, desenvolvido no FEMM,   válido, uma vez que apresentaram divergências aceitáveis quando comparado   simula o tridimensional realizada com a ferramenta Elmer (Bayless, 2023). Devido ao alto custo computacional do Elmer, optou-se por manter o uso do FEMM.

#### 4.5 Cálculo dos parâmetros através de medi es experimentais

Esta se o apresentou a metodologia para determinar os parâmetros do transformador por meio de uma série de ensaios em campo. Esse método está alinhado   aplica o prática do transformador (ABNT NBR 5356, 2007b; IEEE Std C57.12.90, 2015). A Figura 4.28 ilustra o transformador sob teste. As subse es seguintes detalham cada teste, descrevendo os arranjos e os processos de aquisi o de dados.

Figura 4.28 – Transformador sob teste.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.5.1 Ensaio de perdas com carga

Durante os ensaios com a bobina BT em curto-circuito, uma tensão foi aplicada à bobina AT até atingir a corrente nominal correspondente ao nível de TAP em teste. Esse procedimento garante que a corrente que flui pela bobina BT corresponda ao seu valor nominal de carga total (ABNT NBR 5356, 2007b; IEEE Std C57.12.90, 2015).

A potência medida durante esse teste representa as perdas no transformador, que consistem em perdas ôhmicas e perdas adicionais (ou *stray loss*). O componente de perda ôhmica  $P_r$  foi calculado usando os valores de resistência AT ( $R_{AT}$ ) e BT ( $R_{BT}$ ) obtidos por meio de testes de resistência elétrica nas bobinas, com os valores ajustados para  $75^\circ\text{C}$ , conforme mostrado na Equação (4.15). Devido à dificuldade de separar os valores relativos às perdas adicionais das perdas de dispersão durante as medições experimentais, as perdas adicionais  $P_a$  foram contabilizadas como a soma destas duas componentes. Em seguida, as perdas de curto-circuito  $P_{cc}$  foram calculadas pela Equação (4.16).

$$P_r = (I_{AT}^2 \cdot R_{AT}) + (I_{BT}^2 \cdot R_{BT})' \quad (4.15)$$

$$P_{cc} = P_r + P_a \quad (4.16)$$

Assumindo uma corrente de magnetização mínima, as reatâncias de dispersão por fase  $X_{SH}$  foram calculadas de acordo com a Equação (4.17), utilizando as espiras nas bobinas AT ( $N_{AT}$ ) e BT ( $N_{BT}$ ), juntamente com a corrente medida  $I_{CC}$  e a tensão  $V_{CC}$  do teste de curto-circuito. Os valores medidos para o TAP 1 e 13 estão detalhados na Tabela 4.3.

$$X_{SH} = X_{AT} + \left(\frac{N_{AT}}{N_{BT}}\right)^2 \cdot X_{BT} = \frac{Q_{a,3\phi}/3}{I_{CC,1\phi}^2} = \frac{1/3 \cdot \sqrt{(\sqrt{3} \cdot V_{CC,3\phi} \cdot I_{CC,3\phi})^2 - P_{a,3\phi}^2}}{I_{CC,1\phi}^2} \quad (4.17)$$

Tabela 4.3 – Parâmetros do transformador de LF obtidos no ensaio com carga.

<b>Valores medidos durante teste</b>		
	<b>TAP 1</b>	<b>TAP 13</b>
$V_{CC,1\phi}$ (V)	6708	4327
$I_{CC}$ (A)	232,16	292,86
$P_r$ (W)	154196	151051
$P_a$ (W)	31366	22660
$P_{cc}$ (W)	185562	173711
<b>Valores calculados</b>		
$N_{AT}/N_{BT}$	121	91
$R_{AT}$ ( $\Omega$ )	0,265	0,197
$R_{BT}$ ( $\Omega$ )	0,00004	0,00004
$L_{AT}$ (H)	0,02212	0,01131
$L_{BT}$ (H)	$1,511 \times 10^{-6}$	$1,3661 \times 10^{-6}$

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.5.2 Ensaio de perdas a vazio

Para realizar o teste de perda a vazio, a tensão nominal RMS foi aplicada na BT com uma variação máxima permitida de 3%, de acordo com as normas técnicas. A bobina AT permaneceu aberta (ABNT NBR 5356, 2007b; IEEE Std C57.12.90, 2015). Em seguida, a potência a vazio e as correntes RMS a vazio nas três fases foram medidas.

Considerando uma queda de tensão negligenciável na impedância em série devido à corrente a vazio ser significativamente menor em comparação com o valor nominal ( $I_0 = 0,06\%$  a  $0,1\%$  dependendo do TAP), a resistência das perdas no núcleo  $R_m$  e a reatância de magnetização  $X_m$  por fase podem ser calculadas pelas Equações (4.18) e (4.19). Aqui,  $I_0$  representa a média das medições de corrente RMS por fase nas três fases,  $V_{0,1\phi}$  denota a tensão monofásica e  $P_0$  representa a soma da potência a vazio corrigida medida nas três fases,

utilizando o método de três wattímetros. Como as medições foram feitas no lado BT, essas impedâncias precisam ser referenciadas à bobina AT. Os valores medidos obtidos nos testes realizados no TAP 1 e 13 estão resumidos na Tabela 4.4.

$$R_m = \frac{V_{0\_1\phi}^2}{P_0/3} (\Omega) \quad (4.18)$$

$$X_m = \frac{V_{0\_1\phi}^2}{Q_{0\_1\phi}} = \frac{V_0^2}{\sqrt{(V_0 \cdot I_0 / \sqrt{3})^2 - (P_0/3)^2}} (\Omega) \quad (4.19)$$

Tabela 4.4 – Parâmetros do transformador de LF obtidos no ensaio com carga.

<b>Valores medidos durante teste</b>		
	<b>TAP 1</b>	<b>TAP 13</b>
$V_{0\_1\phi}$ (V)	331	438
$I_0$ (A)	30,17	50,87
$P_0$ (W)	15540	28942
<b>Valores calculados</b>		
$N_{AT}/N_{BT}$	121	91
$R_{m\_AT}$ ( $\Omega$ )	309668,5	164673,5
$L_{m\_AT}$ (H)	498,39	209,8

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.5.3 Ensaio de fator de potência

A norma IEEE indica que, para determinar a capacitância das bobinas fase-fase e fases-terra, os testes de fator de potência de isolamento devem ser realizados aplicando uma tensão de 10 kV e 60 Hz nas três fases AT em curto-circuito. As três fases BT também foram submetidas a curtos-circuitos, mas sem aplicação de tensão. Os valores de capacitância foram medidos para cada fase e, para obter um parâmetro de fase única, o valor total de capacitância foi dividido por 3 (IEEE Std C57.12.90, 2015).

#### 4.6 Comparação dos resultados

As Tabelas 4.5 e 4.6 resumem os valores dos parâmetros do modelo eletromagnético de um transformador de LF nos TAP 1 e 13 obtidos pelos três métodos discutidos anteriormente e apresenta as discrepâncias entre eles.

Tabela 4.5 – Comparação dos parâmetros do modelo eletromagnético do transformador de LF. no TAP 1

	Medições	Cálculos analíticos	Elementos finitos	Elementos finitos x Medições	Elementos finitos x Cálculo analítico
$R_{AT}$ ( $\Omega$ )	0,265	0,2515	0,252	4,9%	-0,18%
$R_{BT}$ ( $\Omega$ )	$4,00 \times 10^{-5}$	$3,929 \times 10^{-5}$	$3,930 \times 10^{-5}$	1,75%	-0,03%
$L_{AT}$ (H)	0,022	0,017	0,018	18,18%	-5,88%
$L_{BT}$ (H)	$1,51 \times 10^{-6}$	$1,21 \times 10^{-6}$	$1,23 \times 10^{-6}$	18,54%	-1,65%
$R_{m\_AT}$ ( $\Omega$ )	309668,45	338099,84	-	-	-
$C_{AT\_BT}$ (F)	$2,75 \times 10^{-9}$	$2,61 \times 10^{-9}$	$2,625 \times 10^{-9}$	4,5%	-0,57%
$C_{AT\_T}$ (F)	$1,4 \times 10^{-9}$	$1,41 \times 10^{-9}$	$1,51 \times 10^{-9}$	-7,8%	-7,1%
$C_{BT\_T}$ (F)	$2,8 \times 10^{-9}$	$3,03 \times 10^{-9}$	$3,04 \times 10^{-9}$	-8,57%	-0,33%

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Tabela 4.6 – Comparação dos parâmetros do modelo eletromagnético do transformador de LF no TAP 13.

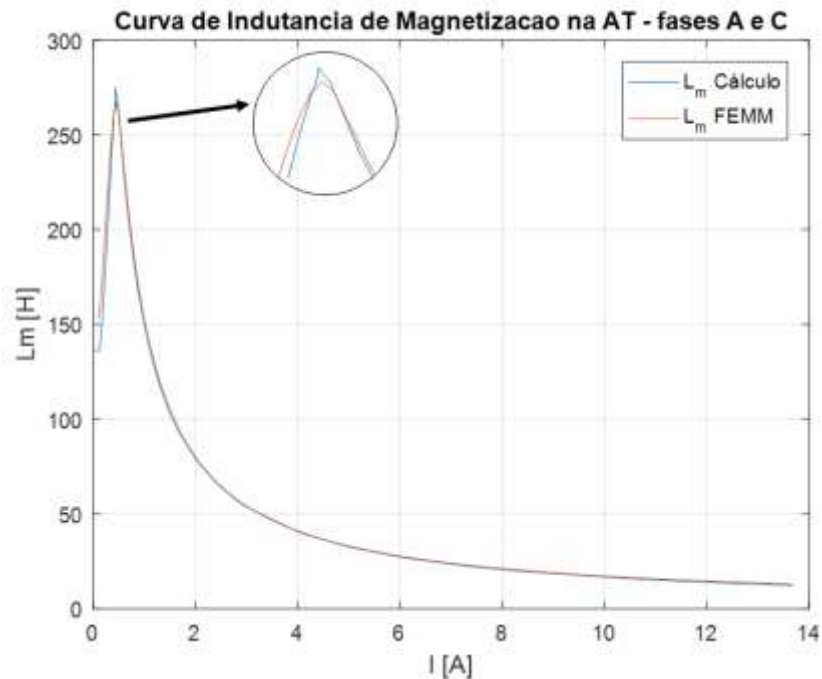
	Medições	Cálculos analíticos	Elementos finitos	Elementos finitos x Medições	Elementos finitos x Cálculo analítico
$R_{AT}$ ( $\Omega$ )	0,197	0,1927	0,1928	2,13%	-0,05%
$R_{BT}$ ( $\Omega$ )	$4,00 \times 10^{-5}$	$3,929 \times 10^{-5}$	$3,930 \times 10^{-5}$	1,75%	-0,03%
$L_{AT}$ (H)	0,0113	0,0104	0,0103	8,25%	0,96%
$L_{BT}$ (H)	$1,36 \times 10^{-6}$	$1,26 \times 10^{-6}$	$1,25 \times 10^{-6}$	8,1%	0,8%
$R_{m\_AT}$ ( $\Omega$ )	164673,5	175670	-	-	-
$C_{AT\_BT}$ (F)	$2,75 \times 10^{-9}$	$2,61 \times 10^{-9}$	$2,625 \times 10^{-9}$	-4,5%	-0,57%
$C_{AT\_T}$ (F)	$2,18 \times 10^{-9}$	$2,30 \times 10^{-9}$	$2,29 \times 10^{-9}$	-5,05%	0,43%
$C_{BT\_T}$ (F)	$2,8 \times 10^{-9}$	$3,03 \times 10^{-9}$	$3,04 \times 10^{-9}$	-8,57%	-0,33%

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Uma observação importante é que a indutância de magnetização é um parâmetro não linear que varia conforme a magnitude da corrente. A fase B apresenta uma indutância de magnetização maior em comparação com as outras fases devido a seu caminho magnético ser mais curto, como ilustrado na Figura 4.8. A Figura 4.29 destaca a disparidade entre as curvas de indutância de magnetização das fases A e C, comparadas àquelas obtidas por meio de cálculo analítico e simulação em elementos finitos. Para gerar a curva de magnetização usando o modelo do transformador no FEMM, uma simulação interativa foi desenvolvida usando *softwares* Matlab e FEMM. Correntes variando de 0,02 a 13,68 A foram aplicadas na bobina AT. As medições experimentais apresentaram uma limitação, pois não é possível determinar essa curva, apenas um valor em um ponto de operação específico. Neste caso, a indutância calculada  $L_{m\_AT}$  é de 209,8 H.

As discrepâncias observadas entre os métodos de determinação dos parâmetros do transformador por meio de cálculos analíticos e análise por elementos finitos foram menores que 1%. No entanto, discrepâncias maiores que 5% surgiram ao comparar os valores obtidos no FEMM e nas medições experimentais, especialmente em relação às capacitâncias e indutâncias de dispersão.

Figura 4.29 – Comparação entre curvas de indutância de magnetização obtidas através de cálculo analítico e análise de elementos finitos.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

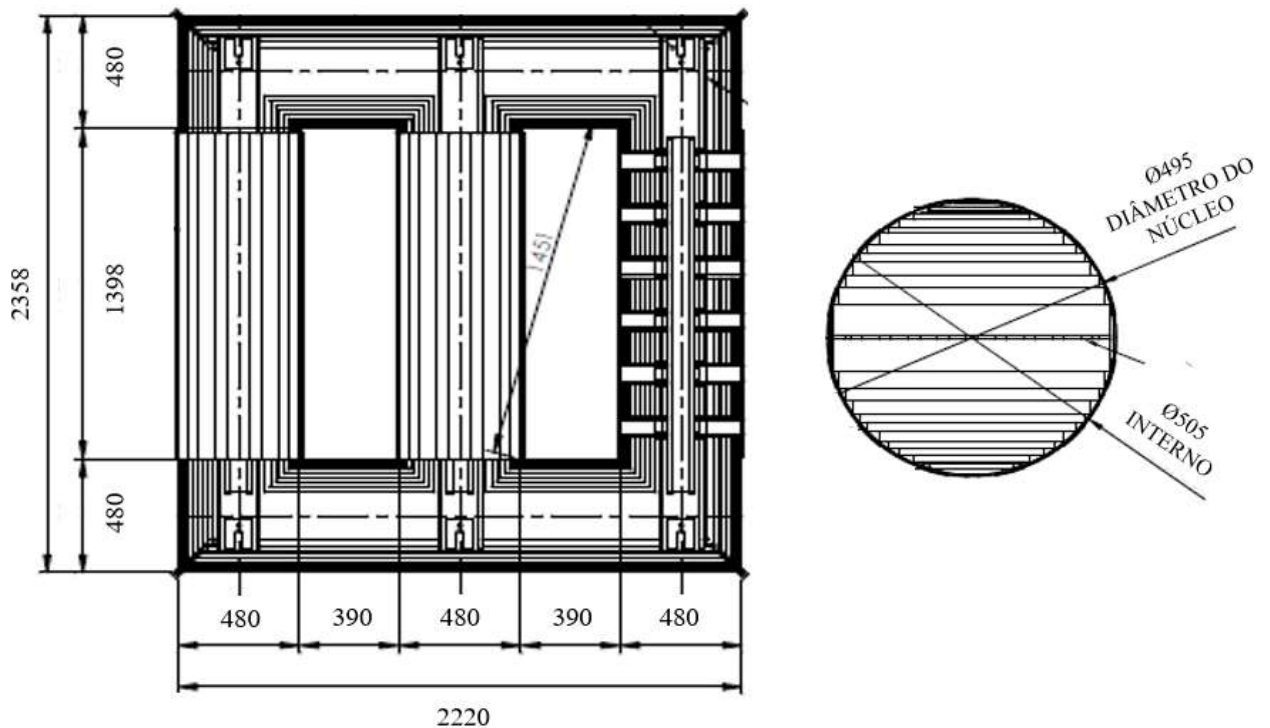
As diferenças nos valores de indutância de dispersão podem ser atribuídas ao fato de que o modelo bidimensional da cabeça de bobinas não capturar adequadamente a parcela da profundidade da dispersão, bem como variações no projeto e nos processos de montagem das bobinas. Além disso, as perdas adicionais  $P_a$  medidas durante os testes de perdas em carga correspondem à soma das perdas de dispersão e das perdas por *stray loss*. Entretanto, para calcular a indutância de dispersão, apenas as perdas de dispersão devem ser consideradas (ABNT NBR 5356, 2007b).

Quanto à capacitância, o padrão IEEE (IEEE Std C57.12.90, 2015) indica que a determinação precisa do fator de potência da isolação é questionável, o que, por sua vez, afeta as medições de capacitância. Esse padrão destaca variações substanciais nas capacitâncias medidas com a temperatura, que podem ser erráticas e difíceis de corrigir (IEEE Std C57.12.90, 2015). Além disso, o modelo 2D desconsidera a profundidade da dispersão e polarização varia de acordo com a tensão aplicada em teste.

#### 4.7 Comparação dos modelos de transformadores Forno-Panela e convencional

Para ilustrar as diferenças entre os transformadores de LF e transformadores de distribuição, realizou-se uma comparação entre eles, utilizando equipamentos que possuem dados de placa semelhantes. A Figura 4.30 apresenta o projeto do transformador de subestação, enquanto a Tabela 4.7 contém os dados de placa, informações de dimensionamento e parâmetros obtidos em ensaios realizados em campo do transformador de subestação da Toshiba, além da comparação com os dados do transformador de LF em questão. A curva de indutância de magnetização do transformador de subestação, ilustrada na Figura 4.31, foi gerada utilizando a Equação (4.5), considerando o número de espiras no enrolamento de AT igual a 775, utilizando o mesmo aço silício do transformador de LF.

Figura 4.30 – Dimensões do núcleo do transformador de subestação de 37,5 MVA.



Fonte: Toshiba (2023)

Tabela 4.7 – Comparação dados do transformador de LF e subestação.

	Transformador LF	Transformador subestação	Diferença
Fabricante	DATA	TOSHIBA	
Potência (MVA)	35000	37500	6,7%

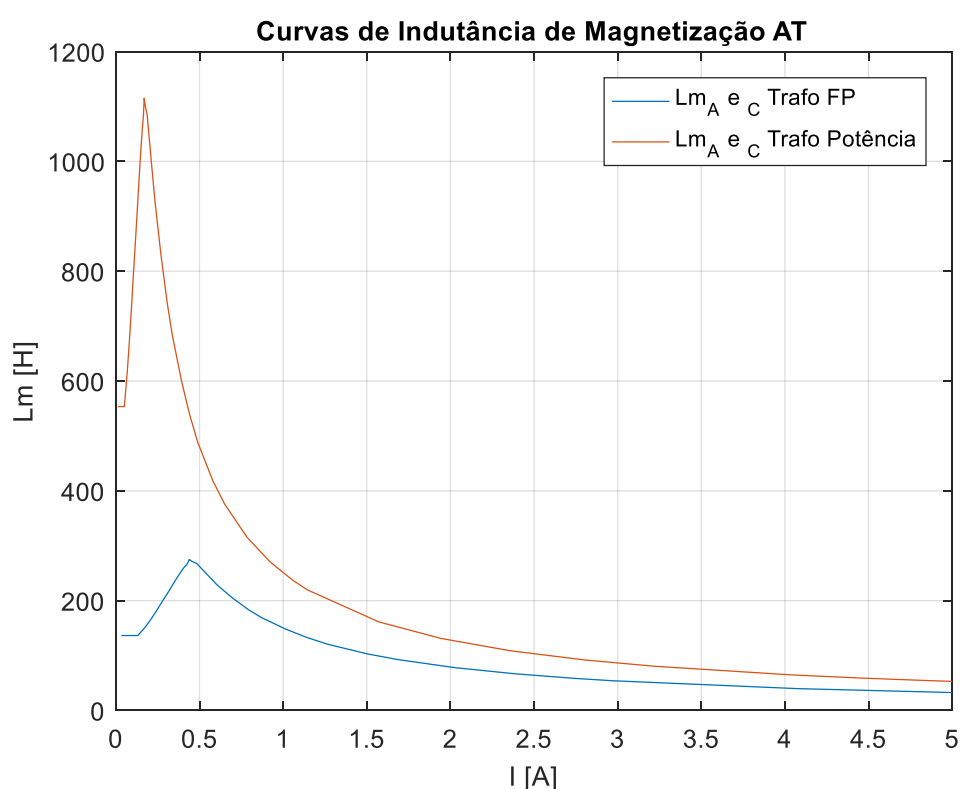
<i>Dados de Placa</i>	Tensão Primário (V)	69000	69000	0%
	Tensão Secundário (V)	437	11500	96,2%
	$N_{AT}$	364	775	113%
	$N_{BT}$	4	75	1775%
	Tipo de Ligação	Y / D	D / Y	
<i>Projeto dos Trafos</i>	Largura colunas (m)	0,58	0,48	20,8%
	Altura coluna (m)	2,822	2,358	19,7%
	Largura janelas (m)	0,51	0,39	30,8%
	Caminho magnético A (m)	5,909	4,854	21,7%
	Área seção núcleo (m)	0,245	0,18	36,0%
	Relutância	24,1	26,9	30,8%
<i>Dados dos Testes</i>	Perdas Vazio (W)	28942	21425	35,1%
	Corrente Vazio (%)	0,11%	0,23%	52,6%
	$R_{m\_AT}$ ( $\Omega$ )	165255,1	669204,2	<b>305%</b>
	$L_{m\_AT}$ (H)*	210,5	450,5	<b>114%</b>
	Perdas Ohmicas (W)	151051	171659	12%
	Perdas adicionais (W)	22660	45343	50%
	Perdas CC (W)	173711	217002	20%
	Perdas Totais (W)	202653	238427	15%
	$R_{AT}$ ( $\Omega$ )	0,197	0,68	<b>245%</b>
	$L_{AT}$ (H)	0,0113	0,0537	<b>375%</b>
	$C_{AT\_BT}$ (F)	$3,01 \times 10^{-9}$	$2,28 \times 10^{-9}$	<b>32%</b>
	$C_{AT\_T}$ (F)	$2,19 \times 10^{-9}$	$0,726 \times 10^{-9}$	<b>201%</b>

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Analisando a Tabela 4.7, verifica-se que o transformador de LF apresenta uma  $R_{AT}$  menor em comparação ao transformador convencional, devido ao menor número de espiras no enrolamento de alta tensão AT. Nos transformadores de forno, o enrolamento AT é instalado mais próximo ao núcleo, resultando em indutâncias de dispersão  $L_{AT}$  e  $L_{BT}$  inferiores às encontradas em transformadores de potência convencionais. Além disso, o transformador de Forno-Panela possui uma resistência de perdas no núcleo  $R_m$  menor, uma vez que seu núcleo é maior para suportar os harmônicos, o que aumenta o peso. A indutância de magnetização  $L_m$  apresenta um comportamento não linear em razão da saturação do núcleo; é proporcional ao quadrado da relação de transformação e inversamente proporcional à relutância. Nos transformadores de forno,  $L_m$  tende a ser menor do que em transformadores de potência convencionais, devido ao menor número de espiras da bobina. Outra diferença significativa é

que o transformador de Forno-Panela possui uma capacitância entre bobinas de alta tensão e baixa tensão  $C_{AT\_BT}$  e alta tensão para terra  $C_{AT\_T}$  maiores, resultado da altura superior da bobina, embora o isolamento entre os enrolamentos seja equivalente, devido ao tamanho do núcleo ser maior para acomodar melhor as harmônicas geradas no processo. Atualmente, não existem distinções nas normas que regem os dois tipos de transformadores, e ambos possuem nível de isolamento (NBI) equivalente.

Figura 4.31 – Comparação das curvas de indutância de magnetização do transformador de LF e transformador de potência convencional.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 4.8 Conclusões

Este capítulo apresentou um modelo não linear de transformador trifásico, conforme as diretrizes do Grupo II do CIGRE, adequado para análises em frequências inferiores a 20 kHz. Esse modelo será utilizado posteriormente em simulações de transitórios e análise dos impactos no transformador.

Os valores dos parâmetros foram obtidos utilizando os dados de um transformador de Forno Panela de 69 kV, por meio de três métodos: cálculo analítico, análise de elementos finitos

e medições experimentais. A validação do modelo 2D computacional desenvolvido no FEMM foi realizada por meio de um modelo 3D no *software* Elmer, apresentando uma diferença de 6% entre os resultados. Esses dados confirmam a confiabilidade do modelo 2D.

A indutância de magnetização se comporta como um parâmetro não linear, variando de acordo com a magnitude da corrente, sendo a fase B a que apresenta maior indutância de magnetização devido a seu caminho magnético ser mais curto. As discrepâncias entre os parâmetros obtidos por cálculo analítico e elementos finitos foram inferiores a 1%, enquanto as diferenças com as medições experimentais, particularmente em capacitâncias e indutâncias de dispersão, superaram 5%.

Comparando os transformadores de fornos elétricos aos transformadores de potência convencionais, observam-se valores menores para os parâmetros  $R_{AT}$ ,  $L_{AT}$ ,  $L_{BT}$ ,  $R_m$  e  $L_m$  nos transformadores de fornos, enquanto as capacitâncias são maiores.

## Capítulo 5

---

### 5 IMPACTO DE TRANSITÓRIOS EM TRANSFORMADOR DE FORNO-PANELA

#### 5.1 Introdução

Este capítulo analisa o impacto de transitórios em um transformador de Forno-Panela, em nível de fluxo magnético e esforços mecânicos. Inicialmente, foram realizadas simulações no Matlab/Simulink, utilizando o modelo não linear, para comparar os resultados obtidos entre os diferentes métodos e mensurar os transitórios em um sistema elétrico industrial. Em seguida, foram realizadas simulações utilizando *software* de elementos finitos, para investigar os impactos que estes distúrbios têm sobre os transformadores de forno e identificar os principais fatores que contribuem para as falhas.

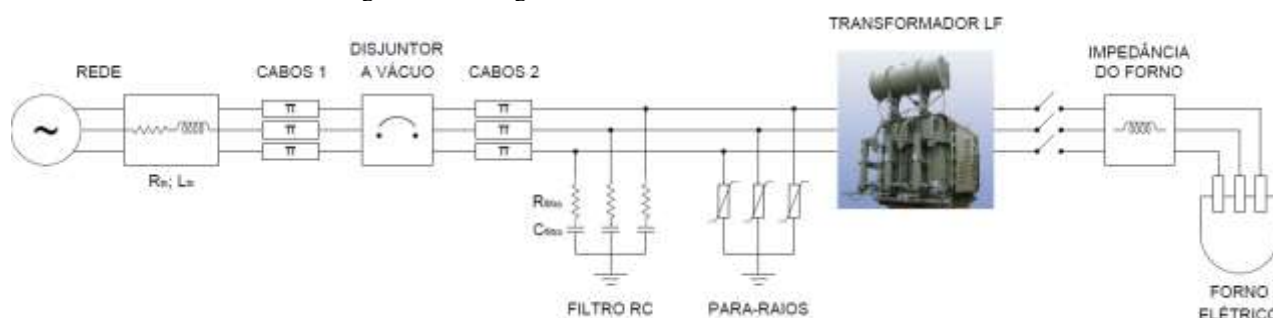
#### 5.2 Sistema elétrico estudado

O modelo de circuitos do transformador desenvolvido no capítulo 4 foi simulado utilizando o Matlab/Simulink para comparar os resultados obtidos entre os diferentes métodos e investigar seu comportamento dinâmico frente a transitórios. O sistema selecionado para este estudo de caso é o transformador de Forno-Panela de 33 MVA, com primário em 69 kV. O diagrama unifilar desse sistema está apresentado na Figura 5.1. Esse sistema é composto por uma subestação modelada pela sua fonte de tensão trifásica e impedância equivalente Thévenin da rede. As impedâncias do cabo entre o transformador da subestação e entre a subestação e o Forno-Panela, foram representadas por meio de modelo  $\pi$ . O circuito de proteção é composto por filtros RC e para-raios fase-terra e fase-fase, transformador de LF e, por fim, a impedância do forno. Os parâmetros dos equipamentos estão apresentados na Tabela 5.1. Nesta aplicação, o disjuntor a vácuo deve ser desligado quando os eletrodos estão fora do forno, ou seja, operação a vazio.

É importante destacar que as simulações realizadas envolveram a análise do comportamento do transformador sob transitórios de alta amplitude. Nesses casos, a curva de magnetização do aço utilizada no modelo deve cobrir toda a faixa de densidade de fluxo magnético prevista nas condições de operação simuladas. O catálogo do fabricante Aperam apresenta dados da curva de magnetização apenas até, aproximadamente, 1,9 T, o que é insuficiente para representar adequadamente situações em que o núcleo atinge regimes de saturação mais intensa. Esta limitação ocorre devido a medição da curva de magnetização do

ação utilizando métodos padrão, como o quadro de Epstein, é limitada à região abaixo da saturação (Chai et al., 2015).

Figura 5.1 – Diagrama unifilar do sistema estudado.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Tabela 5.1 – Valores dos parâmetros dos equipamentos simulados.

Dados da rede		Dados dos para-raios fase-terra	
$V_{rede\_3\phi}$ (kV)	69	Modelo	Siemens 3EP4 096 1PF21 1NT1
$S_{cc}$ (MVA)	1034	$U_r$ (kV <sub>RMS</sub> )	96
X/R	7,86	$I_{descarga}$ (kA)	10
$R_{th}$ ( $\Omega$ )	1,00651	$U_s$ (kV <sub>RMS</sub> )	123
$L_{th}$ (mH)	20,985	$U_c$ (kV <sub>RMS</sub> )	77
Dados dos cabos		E (kJ/kV)	5
Tensão isolamento (kV)	72,5	Tensão residual (30/60 $\mu$ s) – 0,5 A (kV <sub>pico</sub> )	188
Bitola (mm <sup>2</sup> )	240	Tensão residual (30/60 $\mu$ s) – 1,0 A (kV <sub>pico</sub> )	196
Resistência ( $\Omega$ /km)	0,0977	Tensão residual (30/60 $\mu$ s) – 2,0 A (kV <sub>pico</sub> )	206
Indutância (mH/km)	0,4	Dados dos para-raios fase-fase	
Capacitância ( $\mu$ F/km)	0,207	Modelo	Siemens EXLIM Q120CH1451NT1
Comprimento cabo 1 (m)	270	$U_r$ (kV <sub>RMS</sub> )	120
Comprimento cabo 2 (m)	25	$I_{descarga}$ (kA)	10
Dados do filtro RC		$U_s$ (kV <sub>RMS</sub> )	145
$R_{filtro}$ ( $\Omega$ )	120	$U_c$ (kV <sub>RMS</sub> )	98
$C_{filtro}$ ( $\mu$ F)	0,150	E (kJ/kV)	8
		Tensão residual (30/60 $\mu$ s) – 0,5 A (kV <sub>pico</sub> )	231
		Tensão residual (30/60 $\mu$ s) – 1,0 A (kV <sub>pico</sub> )	238
		Tensão residual (30/60 $\mu$ s) – 2,0 A (kV <sub>pico</sub> )	248

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Para uma modelagem precisa em situações de saturação extrema, é necessário estender a curva de magnetização além desse limite. No entanto, a extrapolação comumente adotada por *softwares* de elementos finitos assume que a curva torna-se linear após o último ponto de medição, o que pode introduzir erros significativos (Rao; Kuptsov, 2015). Assim, é necessário realizar extrapolação, de forma que a inclinação da curva B(H) tenda a 1, ou seja, que a permeabilidade relativa do material se aproxima à do ar ( $\mu_r \approx 1$ ). Essa condição física representa o alinhamento completo dos grãos do aço silício de grão orientado, típico em densidades de

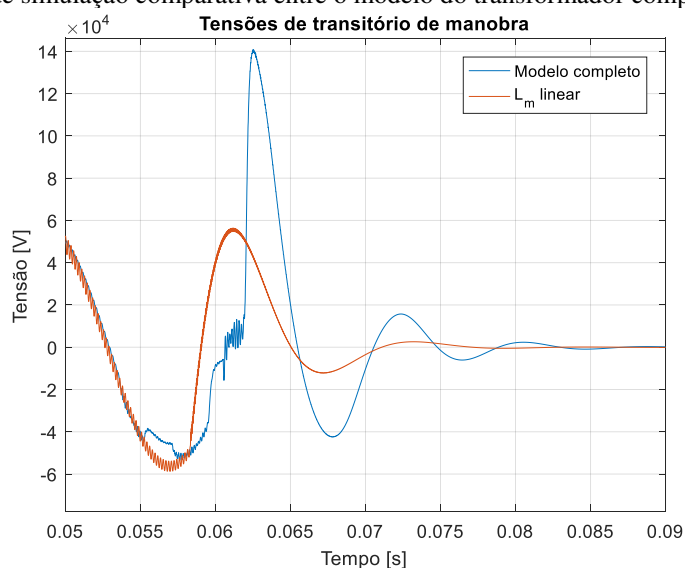
fluxo superiores a 2,0 T, nas quais o material passa a apresentar comportamento semelhante ao do ar sob o ponto de vista magnético (Umenei; Melikhov; Jiles, 2011).

### 5.3 Comparação entre resultados dos modelos do transformador

Os disjuntores a vácuo possuem alta capacidade de interrupção. A passagem de corrente pode ser interrompida quando atinge cerca de 10 A, causando elevadas sobretensões. Como o chaveamento do transformador de forno elétrico ocorre quando está sem carga, o valor da corrente a vazio é inferior à capacidade de interrupção do disjuntor a vácuo. Assim, optou-se por simular o pior caso, ou seja, desligamento do disjuntor no pico da corrente, ou tensão nula, e condição inicial de fluxo nula. Em nenhuma das simulações o modelo do disjuntor considerando múltiplos reacendimentos é considerado.

A seguir foram apresentadas comparações dos resultados das simulações dos transientes de chaveamento nos terminais de AT dos modelos do transformador de LF sem carga implementados no Matlab/Simulink, desconsiderando o uso do filtro RC e para-raios. Também foram realizadas análises de sensibilidade dos parâmetros, com o objetivo de identificar a influência de cada um deles no comportamento do modelo do transformador durante os transitórios. A Figura 5.2 ilustra as respostas transitórias simuladas na fase C ao considerar, respectivamente, um valor fixo de indutância de magnetização linear e o modelo completo não linear, cujos parâmetros foram obtidos pelo método dos elementos finitos.

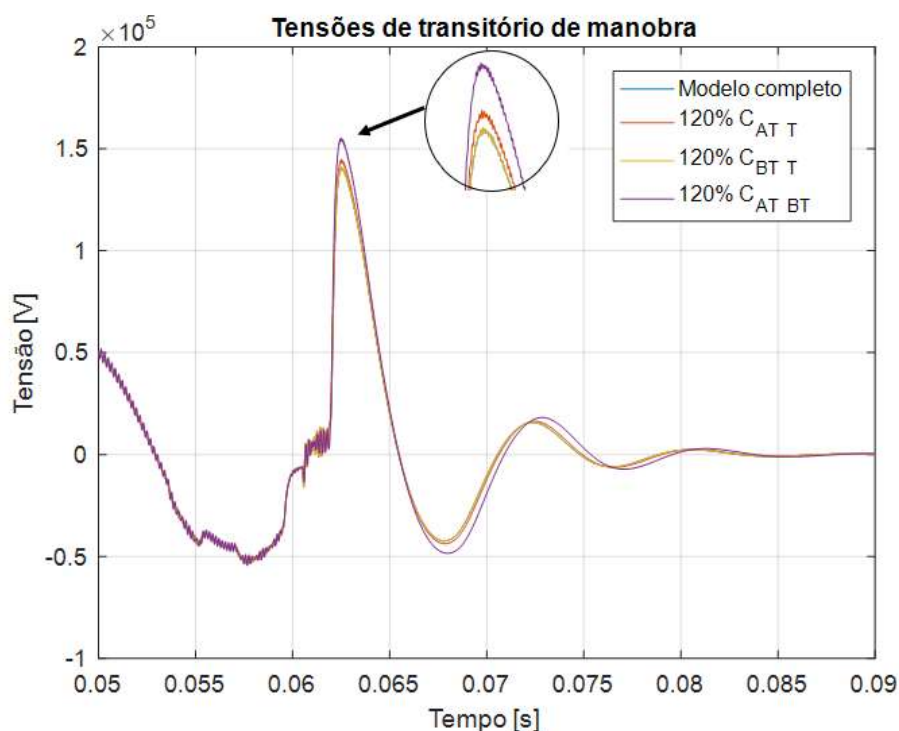
Figura 5.2 – Resultados de simulação comparativa entre o modelo do transformador completo não linear e linear.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

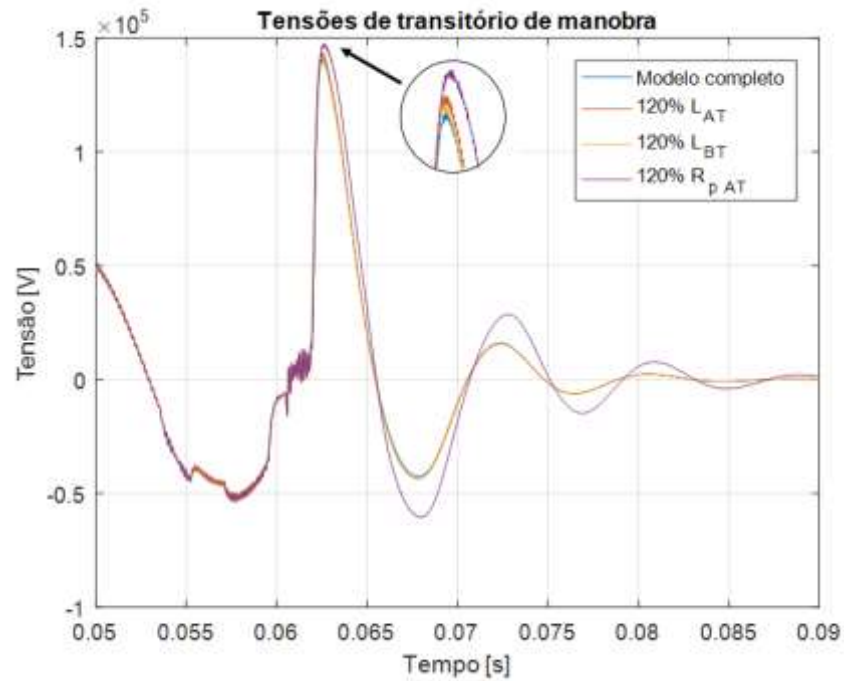
Como mostrado nas Figuras 5.3 e 5.4, as variações em outros parâmetros, especificamente a capacitância entre AT e BT, também são significativas no estudo dos transientes de frente lenta durante a operação do transformador sem carga. Isso pode ser atribuído ao fato de que a tensão induzida está relacionada à taxa de variação do fluxo magnético, e essas variáveis estão intimamente conectadas às variações de fluxo sob essas condições de operação. No entanto, a capacitância entre baixa tensão e terra, juntamente com as indutâncias de dispersão de AT e BT — que apresentam maiores diferenças entre valores, conforme apresentado nas Tabelas 4.4 e 4.5 — não influenciam significativamente as formas de onda. Portanto, uma simplificação do modelo de circuito de transformador trifásico foi proposta, conforme ilustrado na Figura 5.5, para abordar as condições operacionais em estudo.

Figura 5.3 – Resultados de simulação comparativa entre o modelo do transformador com diferentes valores de capacitância.



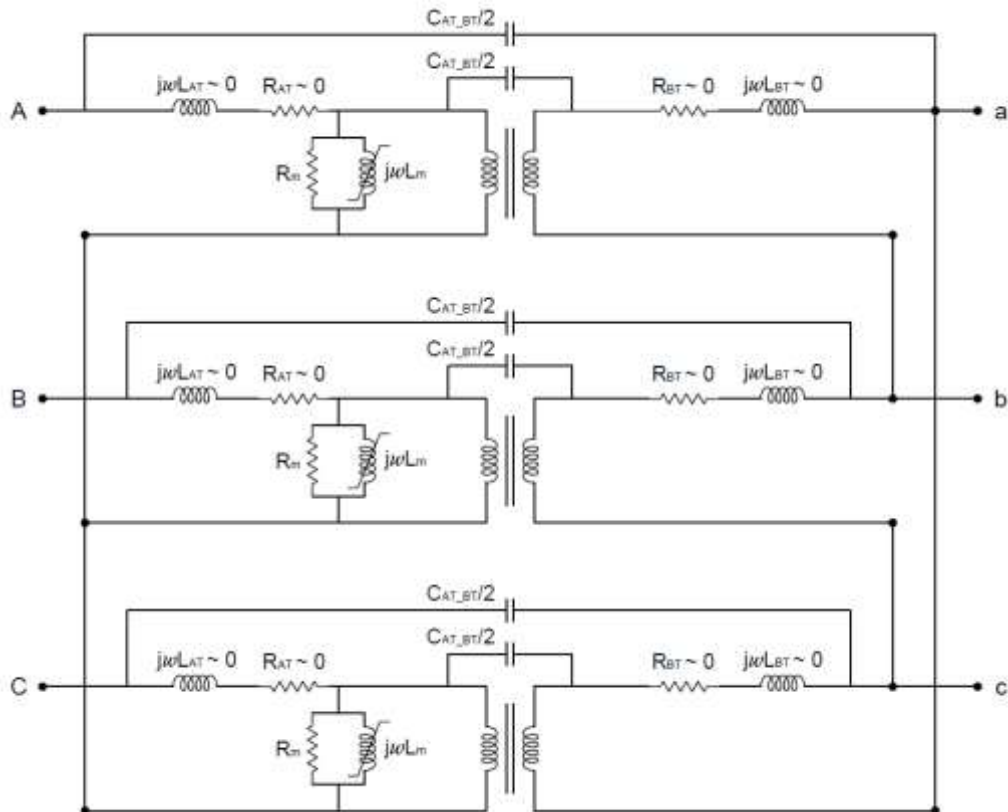
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.4 – Resultados de simulação comparativa entre o modelo do transformador com diferentes valores de indutância de dispersão e resistência de perdas no núcleo.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

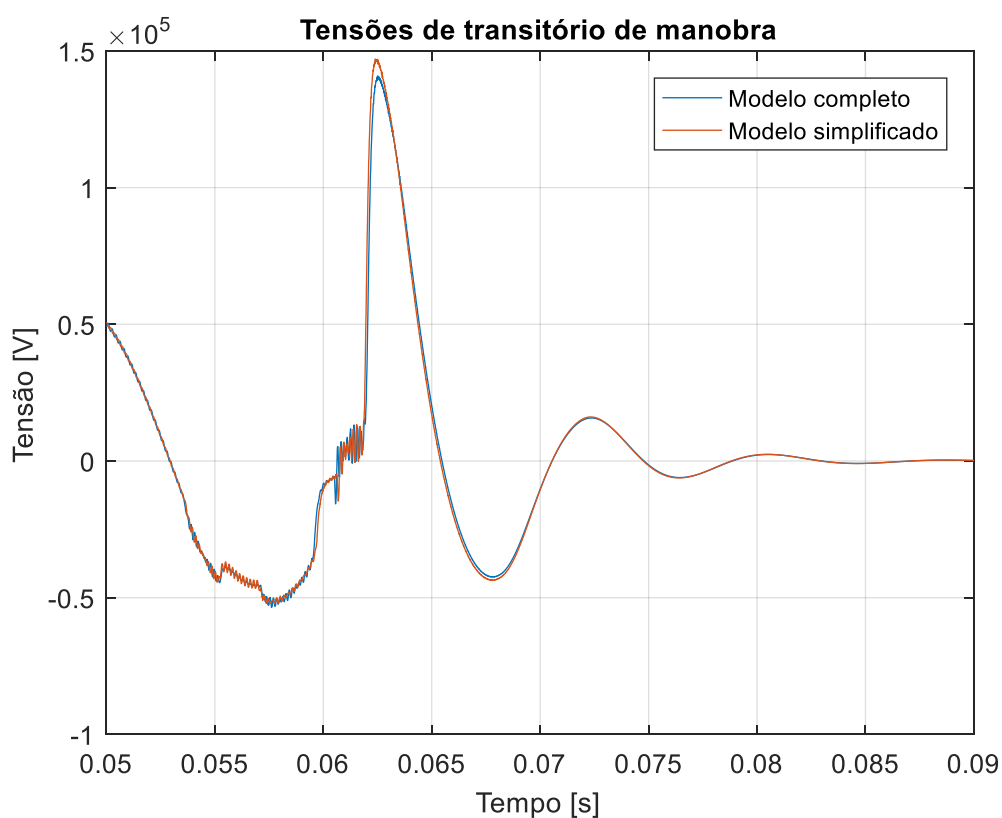
Figura 5.5 – Modelo do transformador simplificado para transientes de frente lenta.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

A Figura 5.6 ilustra os resultados comparando o modelo simplificado sugerido nesta tese ao modelo completo definido pelo CIGRE. A análise por elementos finitos foi utilizada para calcular a curva da indutância de magnetização e a capacitância de AT para BT. A resistência de perdas no núcleo foi obtida por cálculo analítico. Outros parâmetros foram omitidos neste modelo. Ambos os modelos apresentam resultados semelhantes de sobretensão na fase C durante o chaveamento de um disjuntor a vácuo em um sistema de alta impedância com transformador sem carga. Assim, o modelo simplificado proposto atende aos desafios associados à obtenção de parâmetros, excluindo aqueles que são difíceis de medir. Com isso, foi possível reduzir a dificuldade enquanto mantém a assertividade necessária para simular transientes de frente lenta em sistemas de energia de fornos elétricos.

Figura 5.6 – Curvas de transientes de chaveamento da fase A obtidas para o modelo CIGRE e o modelo simplificado proposto.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 5.4 Resultados experimentais

A validação parcial do modelo de circuitos proposto neste estudo, foi apresentada por meio de ensaios realizados em campo durante a operação em carga do transformador do Forno-Panela. Conforme apresentado na Figura 5.7, foi utilizado o instrumento *Fluke 435 Series II – Power Quality and Energy Analyzer* para realizar as medições de corrente.

Figura 5.7 – Medições em campo da operação com carga do Forno-Panela.

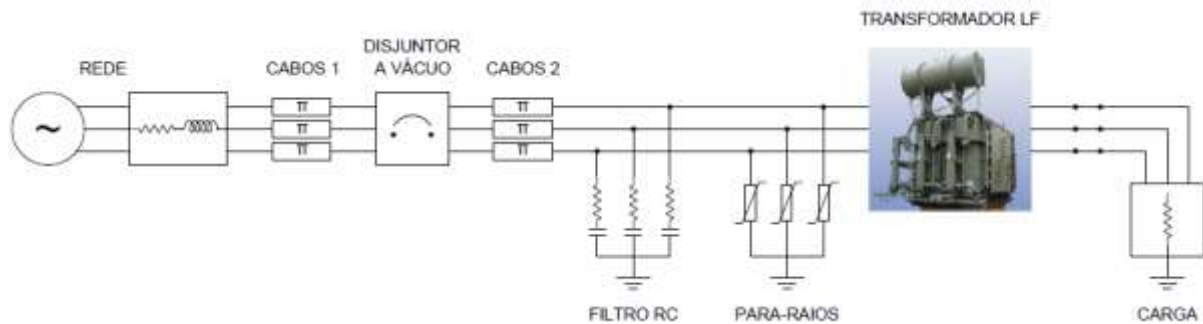


Fonte: Elaborado pela autora, 2025

As curvas de corrente trifásicas de linha medidas no primário do transformador do Forno-Panela durante operação em carga foram comparadas aos valores simulados computacionalmente. A Figura 5.8 ilustra o sistema modelado no Matlab/Simulink, que apresenta características similares ao sistema elétrico do Forno-Panela em campo. Utilizou-se

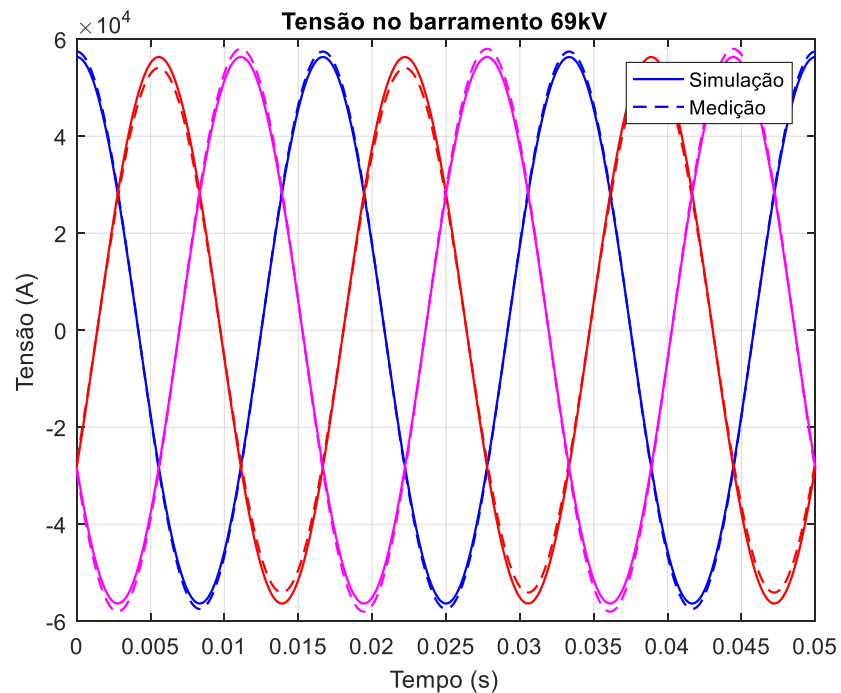
o modelo do transformador proposto na Figura 5.5, disjuntor fechado e uma carga resistiva trifásica com valor de 33 MW, de forma a obter amplitudes de corrente semelhantes à medida. As Figuras 5.9 e 5.10 apresentam a comparação entre as curvas de tensão e corrente medidas em campo e as simuladas computacionalmente. As amplitudes das correntes medidas e simuladas em cada fase, assim como o erro, estão descritos na Tabela 5.2.

Figura 5.8 – Sistema de transformador de LF operando com carga modelado no Matlab/Simulink.



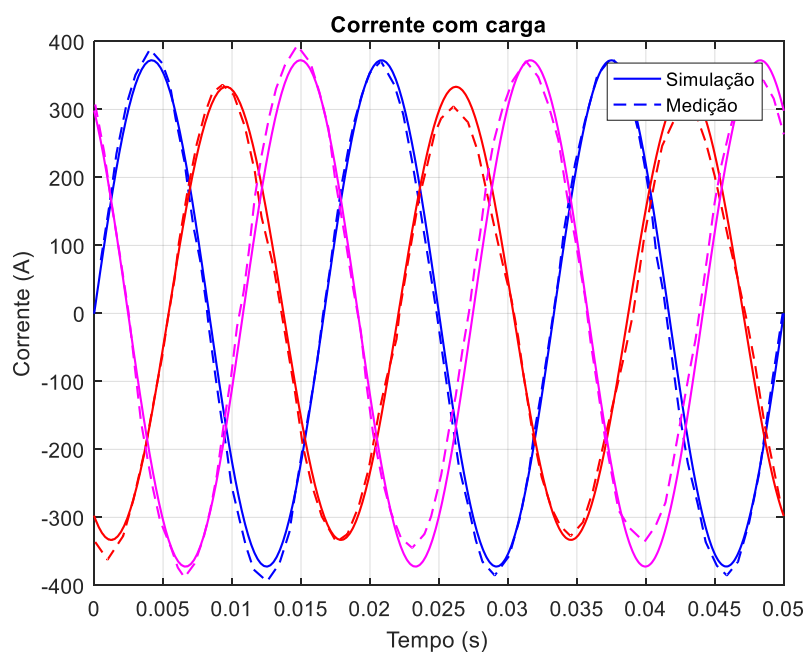
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.9 – Comparação das curvas de tensão no primário do transformador de LF simuladas e medidas em campo.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.10 – Comparação das curvas de correntes medidas no primário do transformador de LF simuladas e medidas em campo.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Tabela 5.2 – Amplitude das correntes medidas e simuladas em cada fase

Corrente	Medição	Simulação	Erro
Fase A	388,5 A	372,5 A	4,3%
Fase B	336,2 A	333,2 A	0,9%
Fase C	392,5 A	374,2 A	4,9%

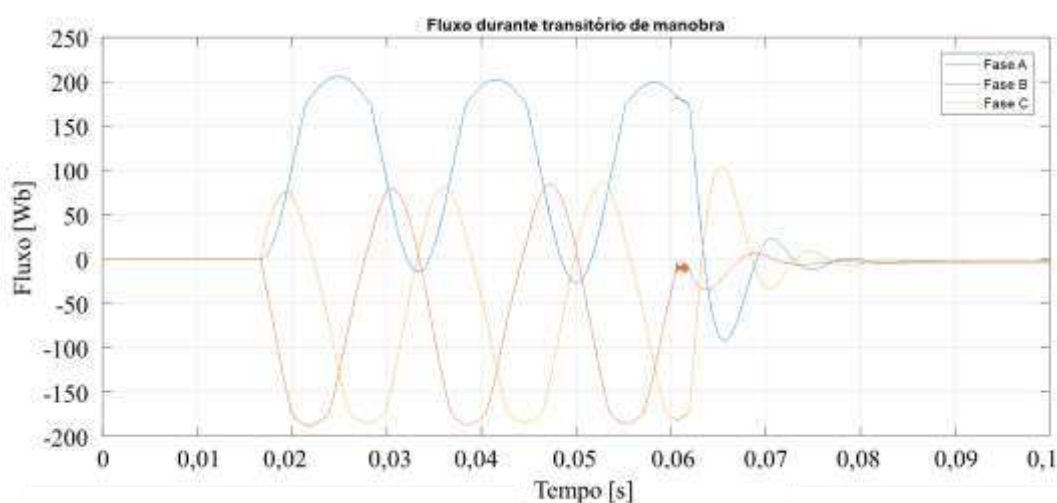
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

A Figura 5.9 apresenta as curvas de tensão simulada e medida em campo, evidenciando um desequilíbrio de aproximadamente 7%, sendo que a tensão da fase B apresentou amplitude cerca de 5% inferior à tensão nominal da rede. Na Figura 5.10, esse desequilíbrio foi refletido na análise das correntes, onde verificou-se uma disparidade entre as fases. Essa diferença pode ser atribuída não somente ao menor caminho magnético no núcleo da fase B, mas também ao desequilíbrio de tensão constatado em campo. Além disso, verifica-se na Tabela 5.2 que o erro entre os valores de corrente medidos e simulados na condição de plena carga é menor que 5%. Esses resultados, portanto, validam parcialmente o modelo de parâmetros concentrados de um transformador de forno proposto nesta tese.

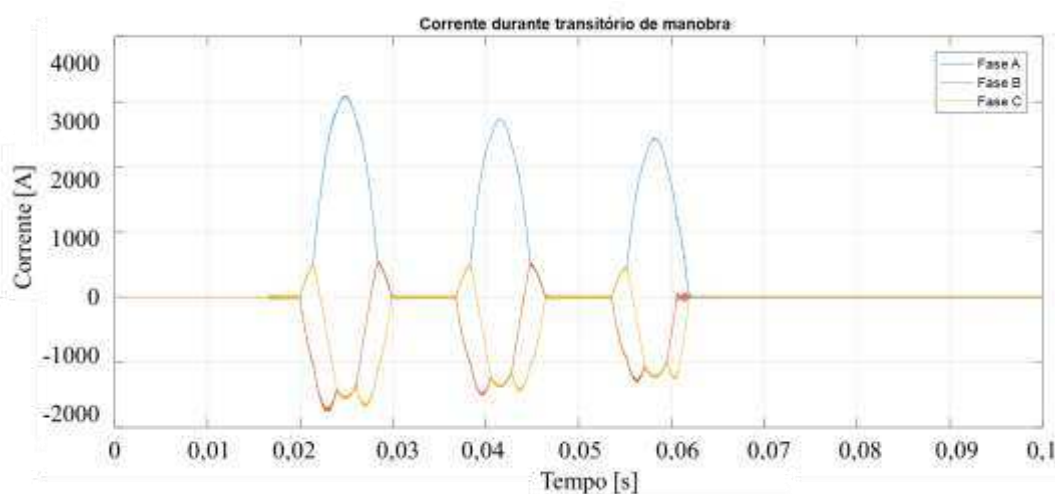
## 5.5 Transitórios de manobra

Para calcular os transitórios de manobras neste sistema elétrico industrial, foram realizadas simulações no Matlab/Simulink do circuito ilustrado na Figura 5.1 e levando em consideração os dados apresentados na Tabela 5.1. Foi utilizado o modelo não linear do transformador, excluindo filtro RC e para-raios. O transformador de LF foi modelado com a regulação no maior nível de tensão, ou seja, TAP 13. As Figuras 5.11 apresentam as curvas de fluxo, corrente e tensão simulados no primário do transformador, quando ocorre a abertura do disjuntor a vácuo após 3 ciclos de operação. A curva de fluxo foi obtida diretamente do modelo não linear do transformador, a partir da integração da tensão aplicada ao enrolamento primário.

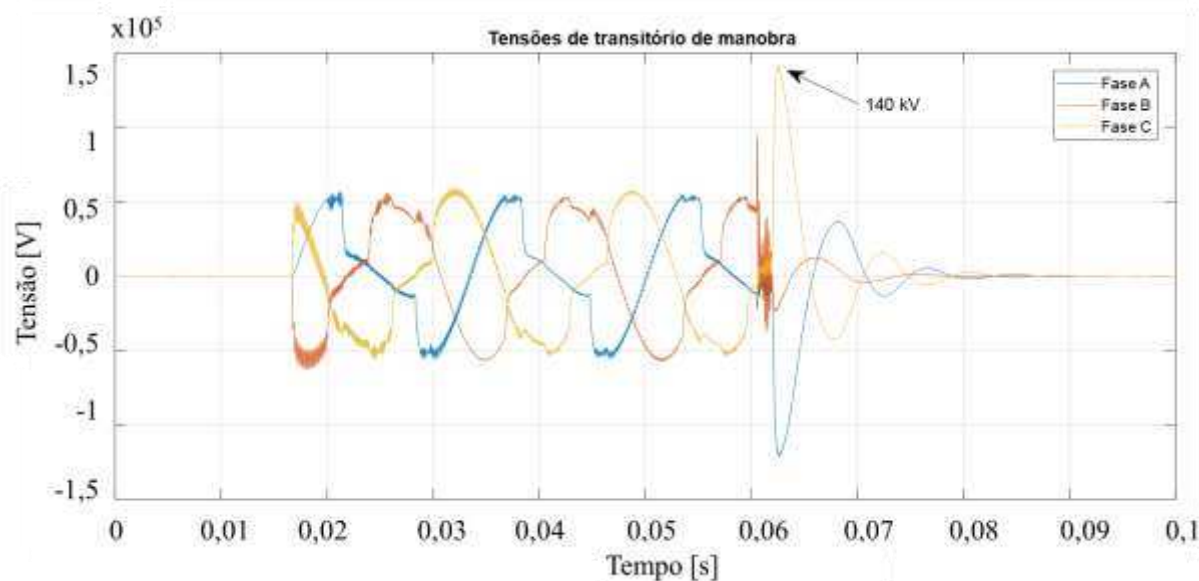
Figura 5.11 – Simulação do transitório de manobra elaborada no Matlab/Simulink com modelo não linear do transformador de LF e ajustado no TAP 13 (a) Fluxo simulado no transformador (b) Corrente simulada no terminal de AT do transformador (c) Tensão simulada no terminal de AT do transformador.



(a)



(b)



(c)

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Os valores de correntes observados na simulação apresentaram desequilíbrio, uma vez que o fluxo das três fases foi iniciado a partir de zero. Esse comportamento originou uma componente de decaimento exponencial no fluxo, que foi gerada pelo chaveamento de um circuito RL de alta impedância. Tal circuito tende a zero após um tempo de resposta de  $5\tau$ , sendo  $\tau = L_m / R_{AT}$ . A indutância de magnetização do transformador é não linear e, no caso de transformador de LF, apresenta valores elevados ( $L_m$  variando entre 20 H e 360 H) e uma resistência relativamente baixa no enrolamento AT ( $R_{AT} \sim 0,2\Omega$ ). O tempo de resposta neste caso é considerável, pois pode chegar a até uma hora. Nos Fornos-Panela, pode haver até 100 chaveamentos por dia, ou, aproximadamente, uma a cada 15 minutos. Conseqüentemente, é possível que ocorra chaveamento antes que o fluxo e a corrente atinjam o regime permanente, resultando em elevadas sobretensões.

Os valores de tensão nos terminais deste transformador durante o transitório de manobra atingiram um pico de, aproximadamente, 140 kV, ou seja, aproximadamente 2,5 vezes o valor nominal. O nível de isolamento (NBI) previsto para este transformador de 69 kV é de 140 kV para tensão industrial/induzida e 350 kV para impulso atmosférico. Não há especificações definidas para a suportabilidade a impulsos de manobra. Além disso, observou-se um tempo de subida da tensão de, aproximadamente, 500  $\mu$ s e um tempo de queda de cerca de 3000  $\mu$ s. Esses

valores diferem da onda padronizada estabelecida em normas técnicas para impulso de manobra, que é de 100/1000  $\mu$ s.

Conforme explicado na subseção 3.3, os ensaios de impulso de manobra são apenas previstos para transformadores com tensão acima de 230 kV, o que não inclui os transformadores de forno, que operam a menos de 69 kV. Para estimar os valores de impulso de manobra para transformadores com tensão inferior a 230 kV, optou-se por adotar a aplicação de uma regressão polinomial de segunda ordem, utilizando as amplitudes fornecidas na norma como base (ABNT NBR 5356, 2007a). A Tabela 5.3 apresenta os valores indicados pela norma para as amplitudes de impulso atmosférico e de manobra, incluindo, em vermelho, estimativas das amplitudes de ensaio de impulso de manobra para transformadores com tensão inferior a 230 kV. Na Figura 5.12, são apresentadas as curvas polinomiais de segunda ordem de impulso atmosférico e de manobra, ajustadas aos pontos da Tabela 5.3.

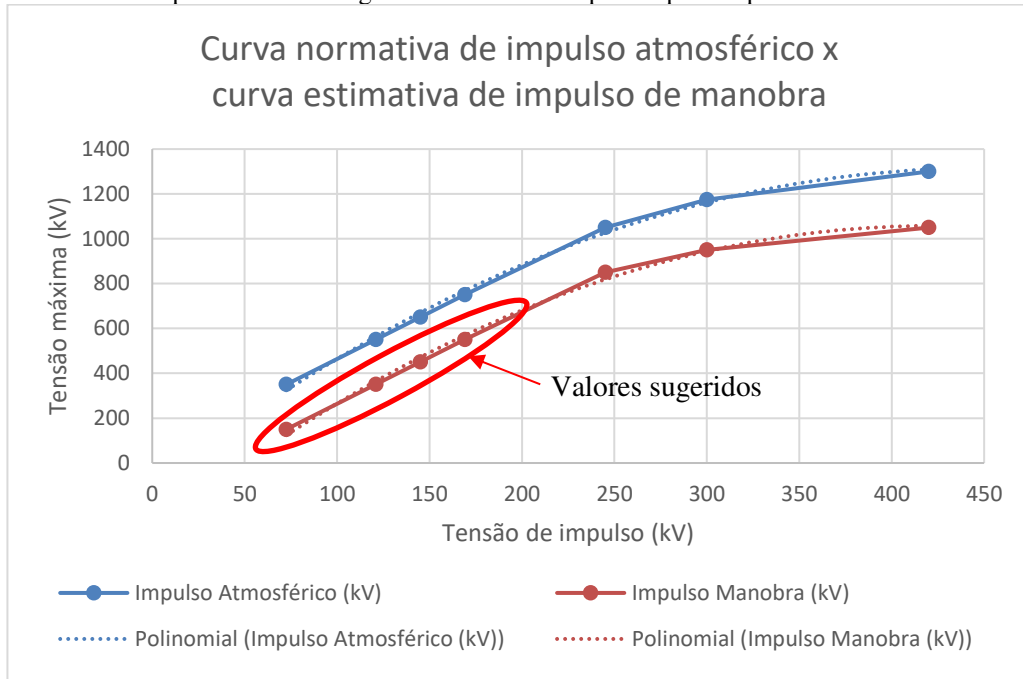
**Tabela 5.3 – Valores normativos de impulso atmosférico e estimativas de impulso de manobra**

<b>Tensão máxima (kV)</b>	<b>Impulso Manobra (kV)</b>	<b>Impulso Atmosférico (kV)</b>
72,5	<b>150*</b>	350
121	350*	550
145	450*	650
169	550*	750
245	850	1050
300	950	1175
420	1050	1300

\* Valores estimados a partir de regressão polinomial de segunda ordem das amplitudes indicadas em normas para transformadores acima de 230 kV

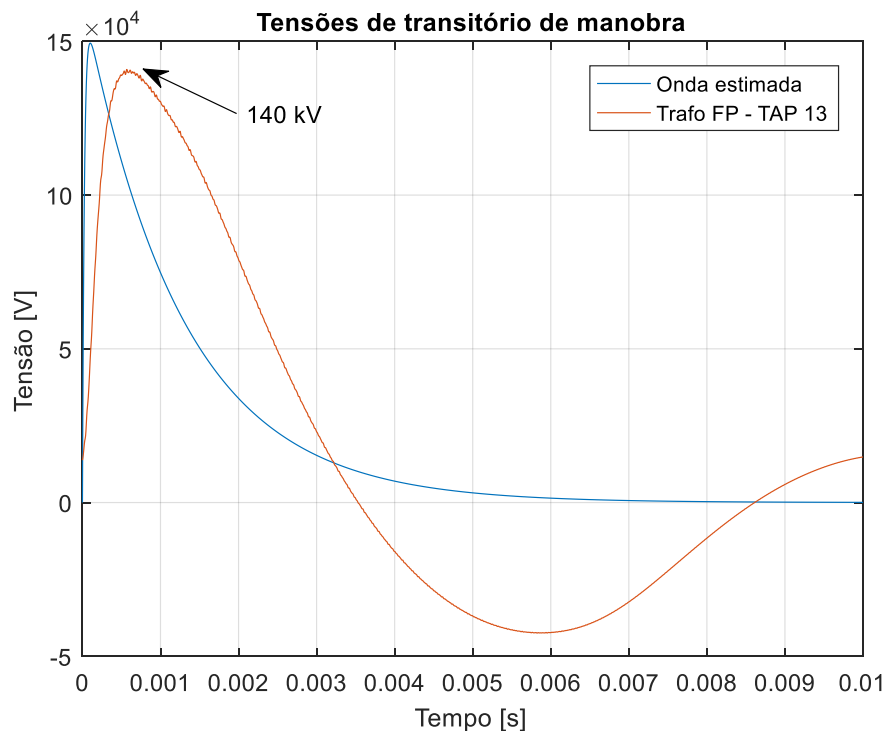
Fonte: Elaborado pela autora, 2025 e (ABNT NBR 5356, 2007a)

Figura 5.12 – Curvas polinomiais de segunda ordem com os pontos para impulso atmosférico e de manobra.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.13 – Comparação entre sobretensão simulada nos terminais do transformador de LF ajustado do TAP 13 e a curva de impulso de manobra estimada a partir da norma.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

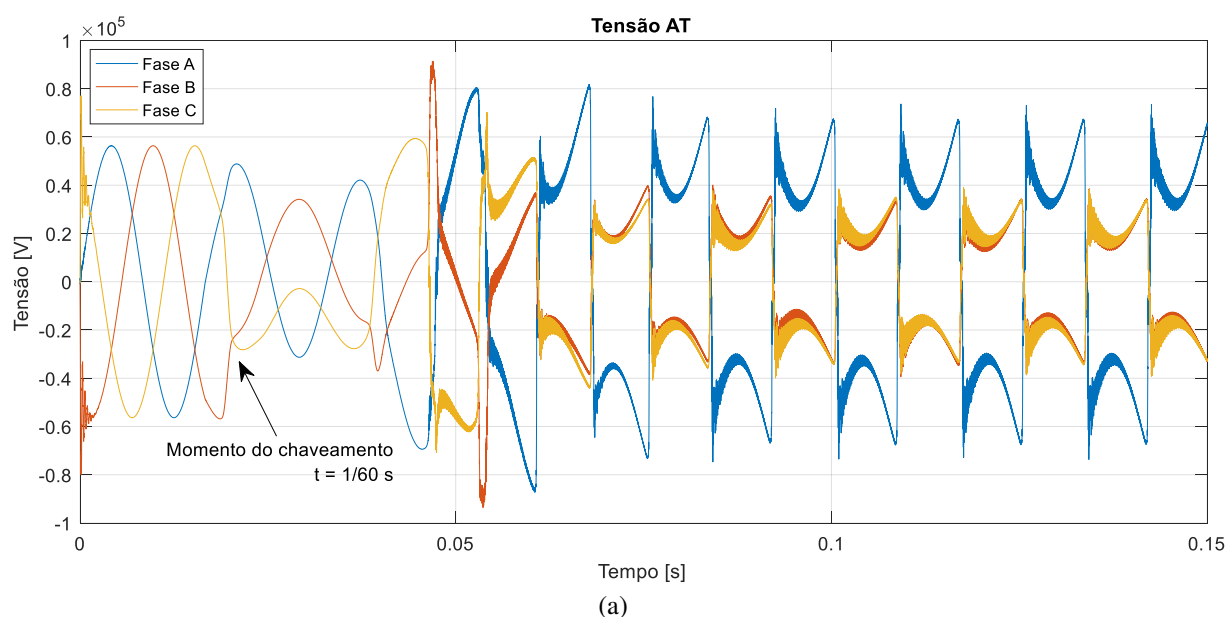
A Figura 5.13 ilustra a diferença entre a sobretensão observada nos terminais do transformador do Forno-Panela simulado no TAP 13 e a curva de impulso de manobra estimada

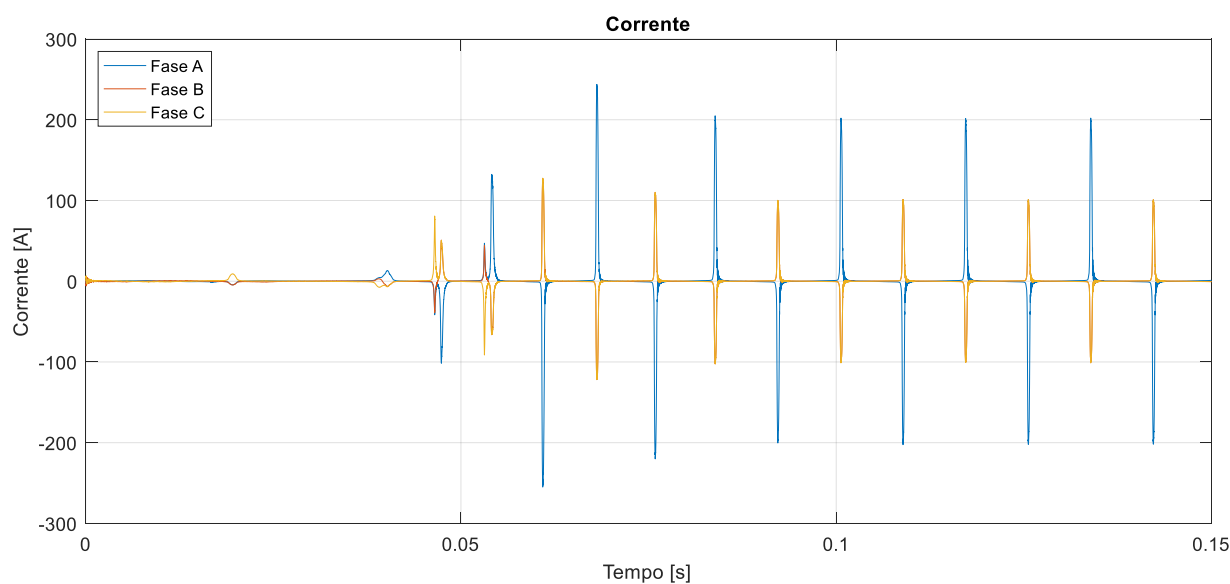
na Tabela 5.3, cuja amplitude atingiu aproximadamente 150 kV. Verificou-se que a sobretensão simulada apresentou amplitude semelhante, mas energia maior. Como os transformadores são fabricados seguindo o NBI definido em norma, a suportabilidade para tais valores de tensão não foi definida durante o projeto.

## 5.6 Ferrorressonância

A ferrorressonância é um fenômeno que ocorre pela ressonância em série da capacitância do circuito e indutância não linear, e se manifesta em baixas frequências de até 1 kHz, conforme definido na Tabela 2.1. Para averiguar a ocorrência de ferrorressonância em um sistema de Forno-Panela, foi simulado o mesmo modelo desenvolvido no Matlab/Simulink apresentado na Figura 5.1, agora incluindo o filtro RC. Nesta simulação, o disjuntor a vácuo foi aberto nas fases B e C em  $t = 1/60$  s, enquanto a fase A permanece fechada, conforme topologia apresentada na Figura 3.4. As Figuras 5.14 (a) e (b) apresentam as curvas de tensão e corrente calculadas no primário do transformador. Tanto a corrente quanto a tensão permanecem com valores elevados e sustentados, confirmando a suspeita inicial da presença da ferrorressonância em sistemas de LF, até que algum sistema de proteção do transformador promova o desarme. Destaca-se que a corrente atinge picos de aproximadamente 200A.

Figura 5.14 – Simulação da ferrorressonância elaborada no Matlab/Simulink com modelo não-linear do transformador de LF ajustado no TAP 13 e com filtro RC (a) Tensão simulada no terminal de AT do transformador (b) Corrente simulada no terminal de AT do transformador.





(b)

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

### 5.7 Impactos em transformadores de LF provocados por transitórios

A análise dos impactos de transitórios em transformadores de fornos elétricos foi realizada por meio de simulações computacionais, incluindo a utilização de análises em elementos finitos. A curva de corrente gerada na simulação no Matlab/Simulink, em resposta ao chaveamento do disjuntor a vácuo do sistema elétrico do Forno-Panela, foi aplicada a um modelo 2D do transformador desenvolvido no *software* de elementos finitos. Na sequência, foram analisadas as tensões mecânicas radiais e axiais nos enrolamentos, bem como a saturação do fluxo magnético.

O modelo do transformador de LF utilizado no FEMM possui largura das pernas e coroa, mantendo a dimensão inicial cujo valor é 580 mm, garantindo que a área com ar, interna ao núcleo, permaneça igual à projetada e o valor de enlace de fluxo seja adequado, conforme ilustrado na Figura 5.15. Para calcular a força em determinados condutores, após aplicar um dado valor de corrente, foram desenhados alguns condutores segmentados, cada um recebendo um valor de grupo. Optou-se por manter a profundidade do modelo elaborado no FEMM em 1 mm, o que implica na necessidade da interpretação dos valores em (N/mm) (Barra, 2017). Assim, para obter os valores de força em (N), deve-se multiplicar os resultados das forças pelos comprimentos médios dos enrolamentos. Para determinar os valores de energia do campo magnético e densidade de fluxo (B), a profundidade deve manter a mesma área transversal do

núcleo (425 mm). Isso assegura que o modelo 2D do transformador apresente o mesmo volume do núcleo que o modelo 3D (2,59m<sup>3</sup>).

Figura 5.15 – Modelo do transformador de LF elaborado no FEMM.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

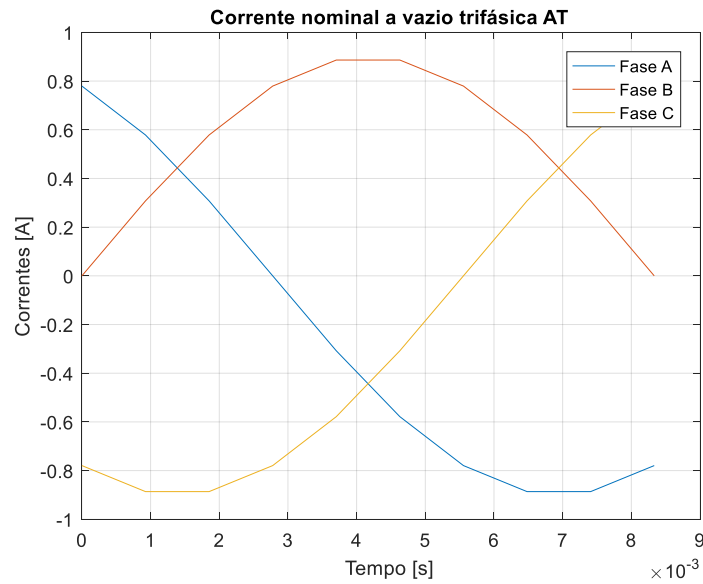
### 5.7.1 Aplicação de corrente nominal a vazio

Inicialmente, foi realizada uma simulação do transformador operando a vazio com corrente nominal, servindo como referência para comparação com as simulações transitórias subsequentes. O objetivo dessa simulação foi avaliar a distribuição da densidade de fluxo no núcleo e as tensões mecânicas ao longo das bobinas no ponto de operação nominal, com o secundário do transformador em circuito aberto. Para isso, foi aplicada uma corrente cossenoidal trifásica nominal a vazio, com amplitude de 0,9 A, nos enrolamentos de alta tensão do transformador modelado em 2D no FEMM, conforme ilustrado na Figura 5.16. Os enrolamentos de baixa tensão permaneceram sem corrente aplicada.

O resultado da simulação em elementos finitos para o valor de pico da corrente na fase B, que ocorre em 4,7 ms, é ilustrado na Figura 5.17. As Figuras 5.18 (a) e (b) apresentam a força radial e axial total ao longo de todo o enrolamento da fase B. Já as Figuras 5.19 (a) e (b) mostram as tensões mecânicas radiais e axiais em um condutor superior, central e inferior da

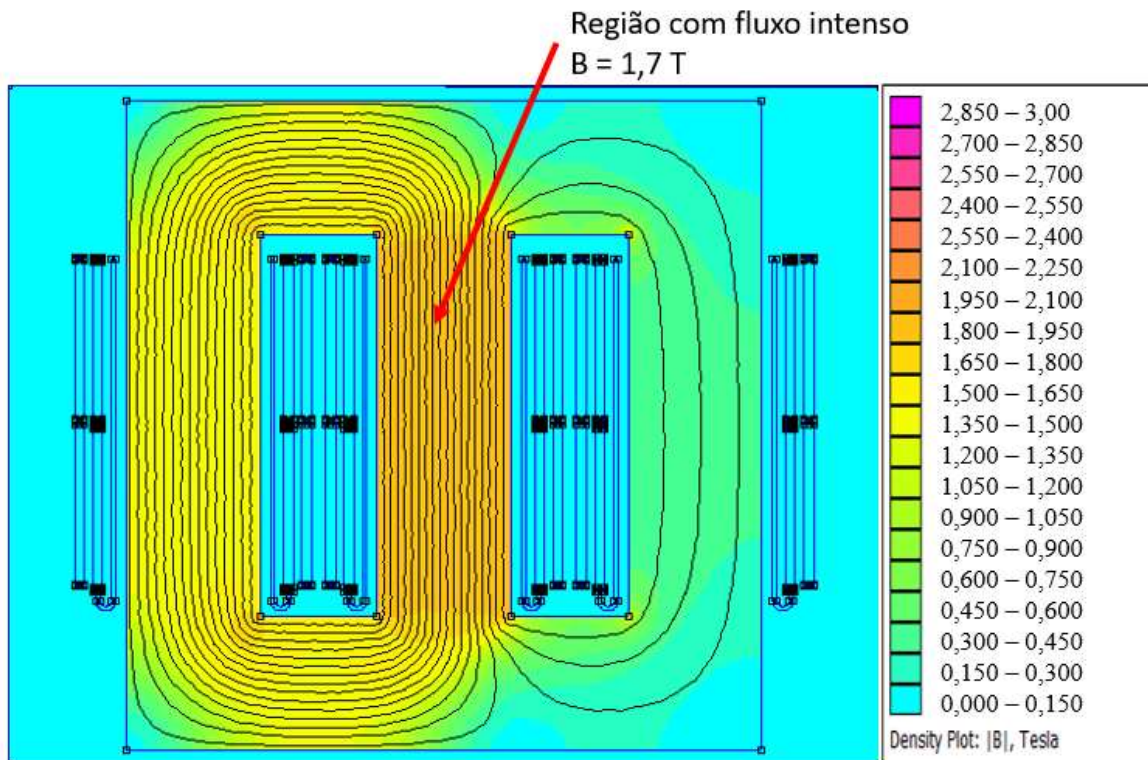
fase B. As forças magnéticas nas bobinas do transformador foram obtidas através da “Força de Lorentz” (Fonseca; Lopes, 2010; Meeker, 2018).

Figura 5.16 – Corrente nominal a vazio aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

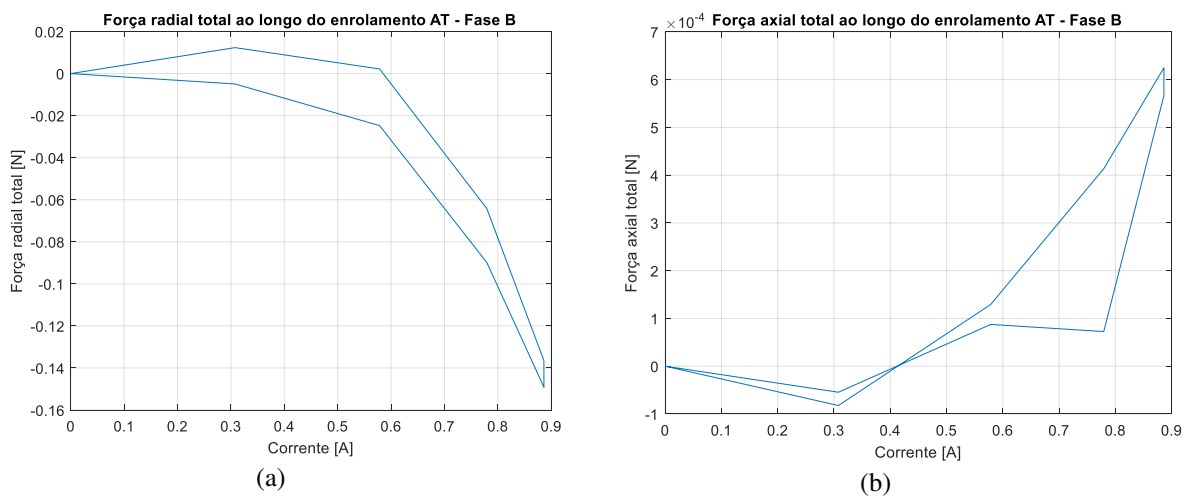
Figura 5.17 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM durante aplicação de corrente nominal trifásica.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

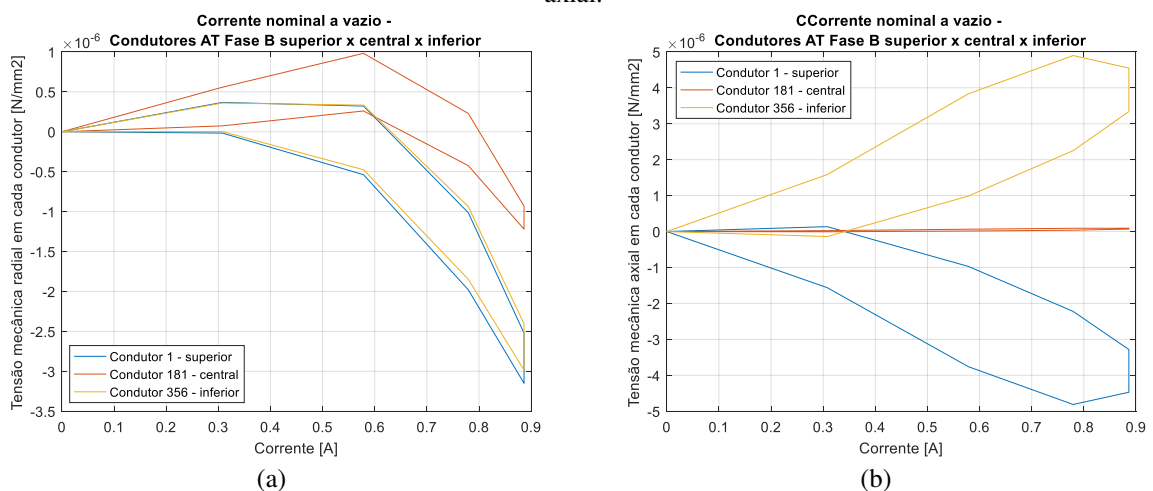
As Figuras 5.18 (a) e (b) e 5.19 (a) e (b) apresentam a formação de laços nas curvas de força *versus* corrente. Esse comportamento está associado ao desbalanço do fluxo, provocado pela diferença nos caminhos magnéticos. Essa afirmação pode ser verificada por meio das Figuras 5.20 (a) e (b), uma vez que as forças radiais e axiais possuem amplitudes diferentes ao longo do tempo.

Figura 5.18 – Força total no enrolamento fase B durante aplicação de corrente nominal trifásica (a) radial (b) axial.



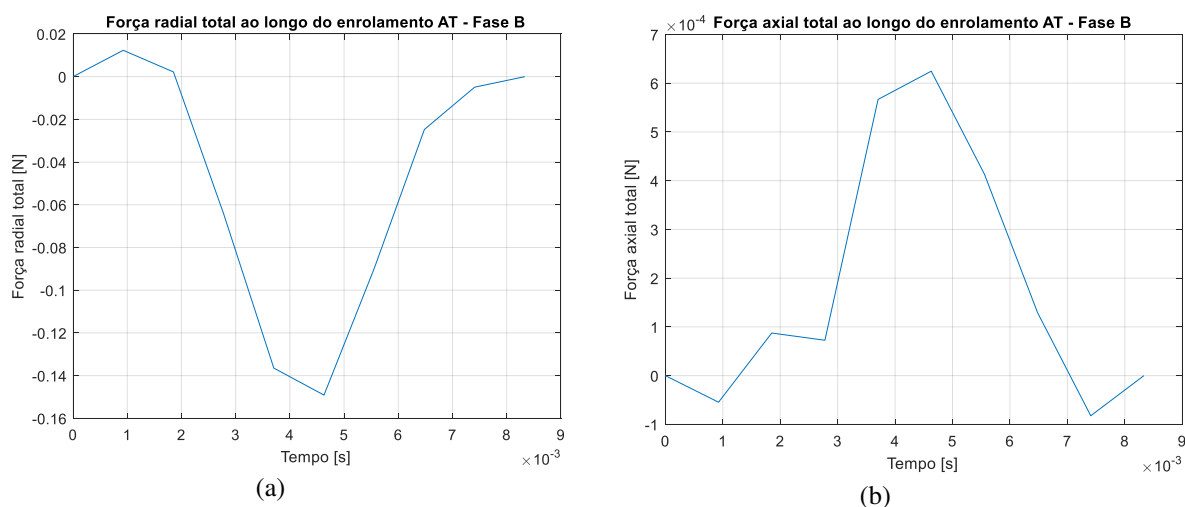
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.19 – Tensão mecânica nos condutores durante aplicação de corrente nominal trifásica (a) radial (b) axial.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.20 – Força total no enrolamento fase B ao longo do tempo (a) radial (b) axial.



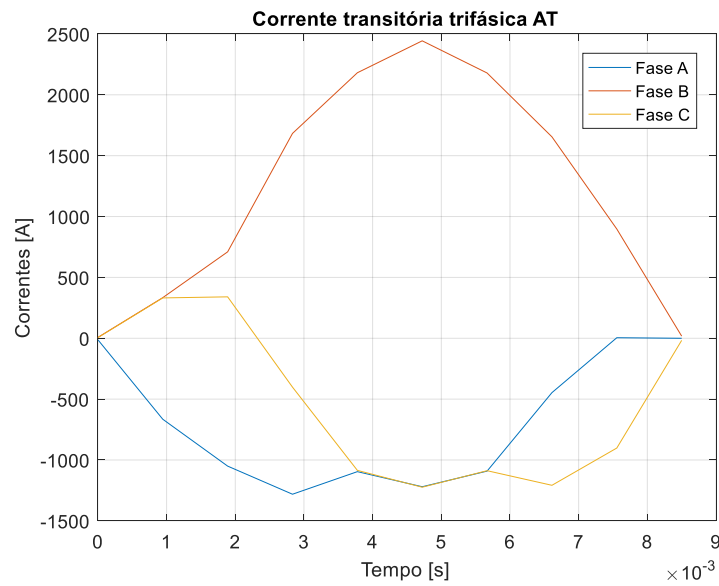
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Nas simulações de aplicação de corrente a vazio, foi possível observar que a densidade de fluxo magnético no núcleo atingiu 1,7 T, ou seja, próximo ao valor nominal especificado para este transformador, conforme apresentado na Tabela 4.1. As forças radiais apresentaram valores em torno de 0,15 N, sendo mais intensas nos condutores internos, enquanto as forças axiais chegaram a  $0,6 \times 10^{-3}$  N, com maior predominância nos condutores externos. As tensões mecânicas radiais em cada condutor atingem aproximadamente  $3,0 \times 10^{-3}$  N/mm<sup>2</sup>, enquanto as axiais alcançaram  $5,0 \times 10^{-3}$  N/mm<sup>2</sup>. Esses valores serviram como referência para a realização da comparação com os resultados das simulações transitórias realizadas posteriormente.

### 5.7.2 Aplicação de corrente obtida durante transitório de manobra

Esta subseção descreve a simulação dos impactos dos transitórios de manobra no transformador de LF a vazio, operando no maior nível de tensão, neste caso TAP 13, sem filtro RC instalado no sistema. A Figura 5.21 apresenta a forma de onda da corrente transitória obtida na seção 5.5, que foi aplicada nos enrolamentos de alta tensão do transformador modelado em 2D no FEMM. Essa corrente atingiu um pico de 2450 A na fase B, enquanto a corrente nos enrolamentos de baixa tensão foi nula.

Figura 5.21 – Corrente transitória aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM.



A Figura 5.22 apresenta o resultado da simulação em elementos finitos quando o valor da corrente transitória da fase B atingiu máxima amplitude em  $t = 4,7$  ms. As forças radial e axial totais ao longo de todo o enrolamento da fase B são apresentadas nas Figuras 5.23 (a) e (b). Já as Figuras 5.24 (a) e (b) ilustram as tensões mecânicas radiais e axiais em um condutor superior, central e inferior desta mesma fase.

Figura 5.22 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM durante aplicação de corrente transitória trifásica.

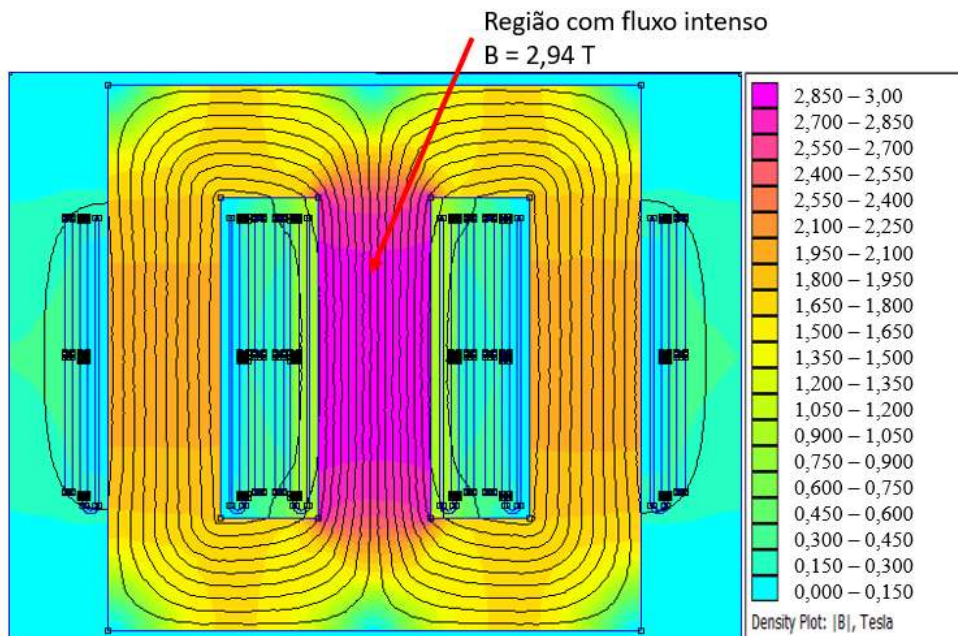
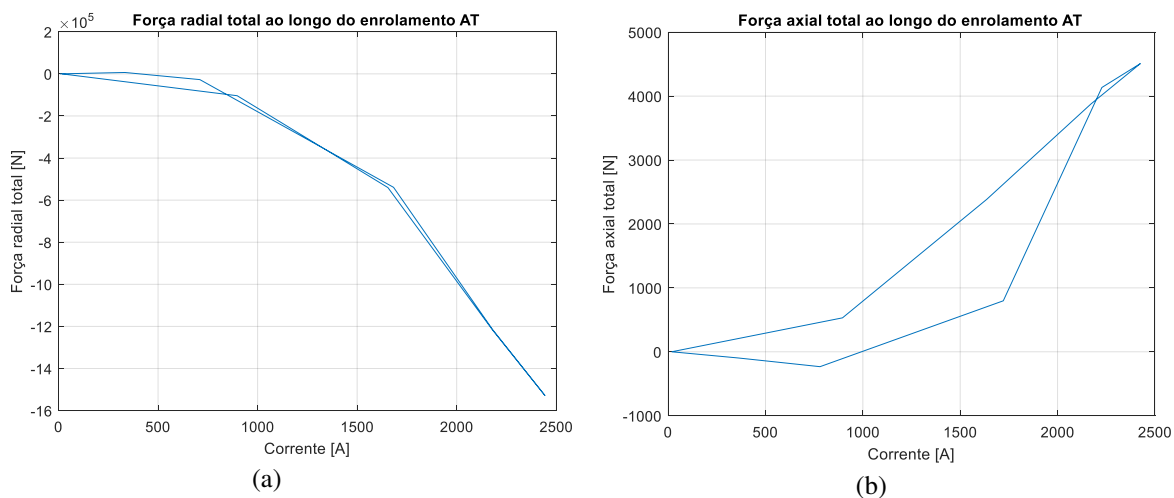
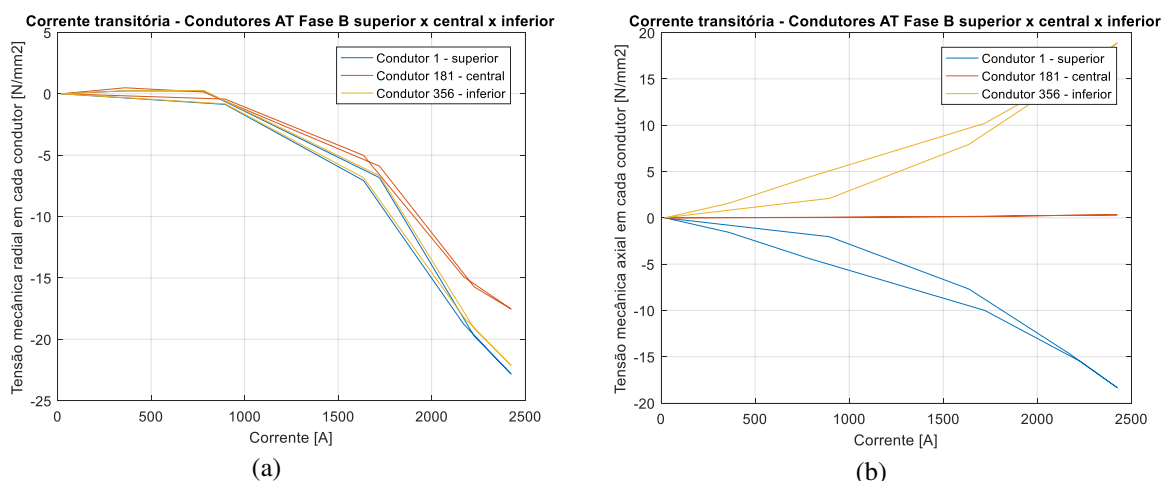


Figura 5.23 – Força total no enrolamento fase B durante aplicação de corrente transitória trifásica (a) radial (b) axial.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.24 – Tensão mecânica nos condutores durante aplicação de corrente transitória trifásica (a) radial (b) axial.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Conforme ilustrado na Figura 5.22, a densidade de fluxo no núcleo atingiu 2,94 T no instante em que a corrente chegou a seu pico na fase B, ou seja, 73% maior do que na condição a vazio. Como os chaveamentos do disjuntor a vácuo ocorrem centenas de vezes ao dia, este elevado valor de saturação também pode ser observado repetitivamente no núcleo. Assim, as perdas no núcleo tendem a aumentar, assim como a temperatura, o que pode resultar em falhas devido ao dano cumulativo.

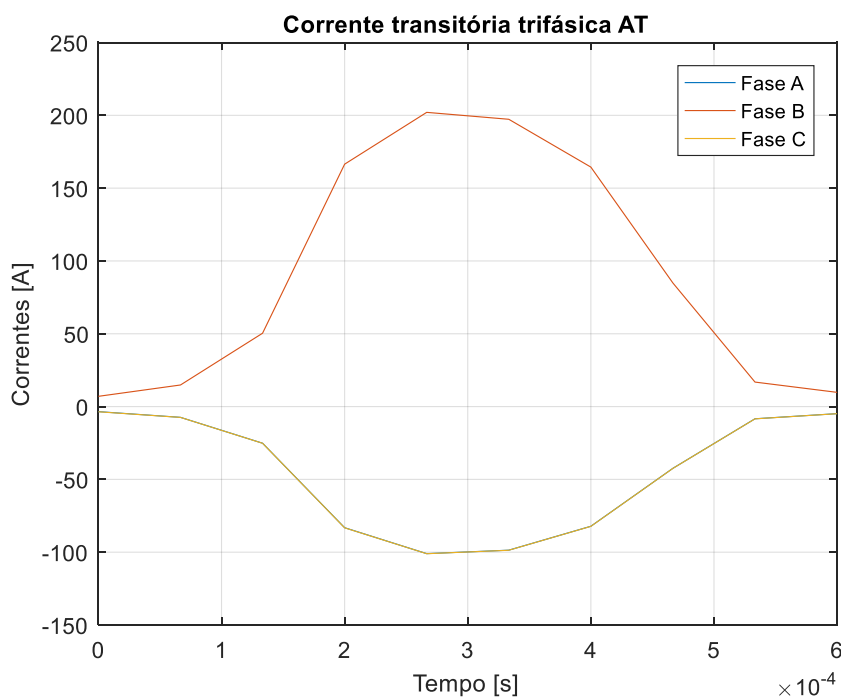
As curvas das Figuras 5.23 (a) e (b) e 5.24 (a) e (b) indicam um aumento de aproximadamente 3.600.000 a 10.000.000 vezes nas forças mecânicas totais em cada enrolamento, assim como nas tensões mecânicas nos condutores, em comparação à condição

de operação com corrente nominal a vazio. Embora os valores apresentados nas Figuras 5.23 sejam inferiores à tensão de ruptura do cobre ( $200 \text{ N/mm}^2$ ), é fundamental avaliar se o projeto mecânico do transformador foi devidamente dimensionado para suportar esses esforços.

### 5.7.3 Aplicação de corrente obtida durante ferorressonância

Os impactos da ferorressonância no transformador de LF apresentados na seção 5.6, foram simulados e descritos nesta subseção. A corrente trifásica ilustrada na Figura 5.25, cujo valor de pico atingiu  $200 \text{ A}$  em  $t = 0,27 \text{ ms}$ , foi aplicada nos enrolamentos de alta tensão do transformador modelado em 2D no FEMM. A corrente nos enrolamentos de baixa tensão foi nula.

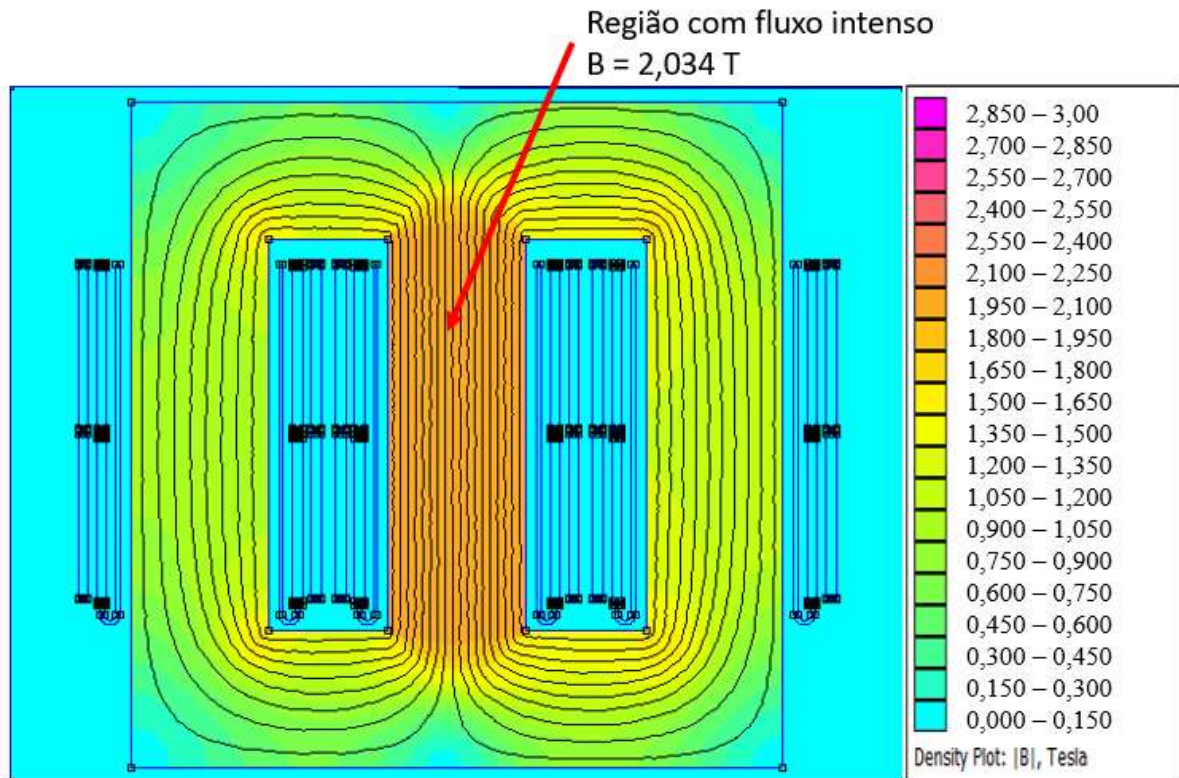
Figura 5.25 – Corrente de ferorressonância aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

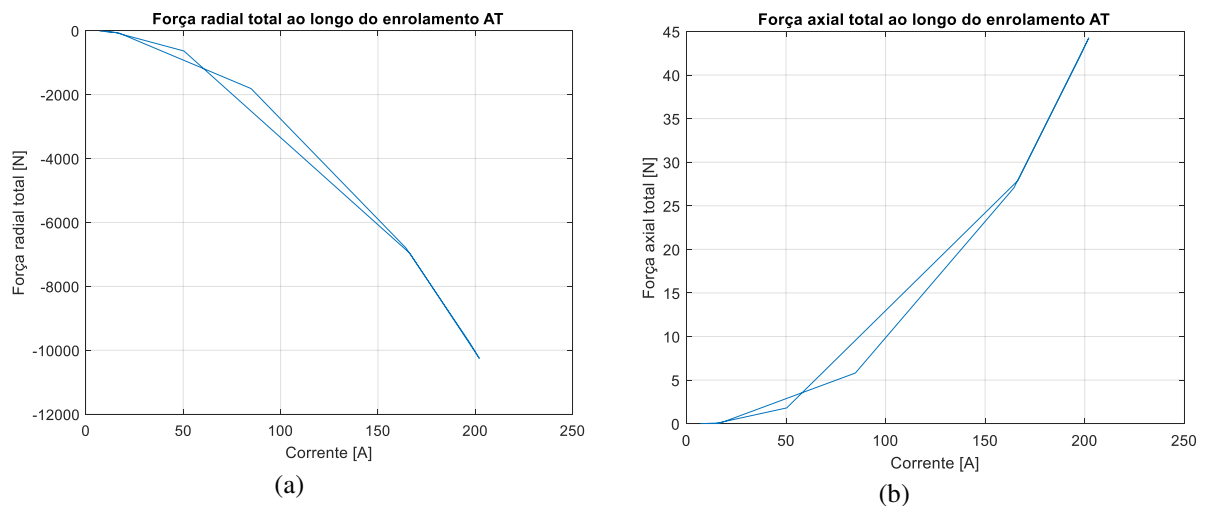
A Figura 5.26 ilustra a densidade de fluxo magnético máxima durante esse distúrbio simulado. As Figuras 5.27 (a) e (b) mostram as forças radial e axial totais ao longo de todo o enrolamento da fase B. Por sua vez, as Figuras 5.28 (a) e (b) ilustram as tensões mecânicas radiais e axiais em um condutor superior, central e inferior da fase B.

Figura 5.26 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM durante aplicação de corrente ferromressonância trifásica.



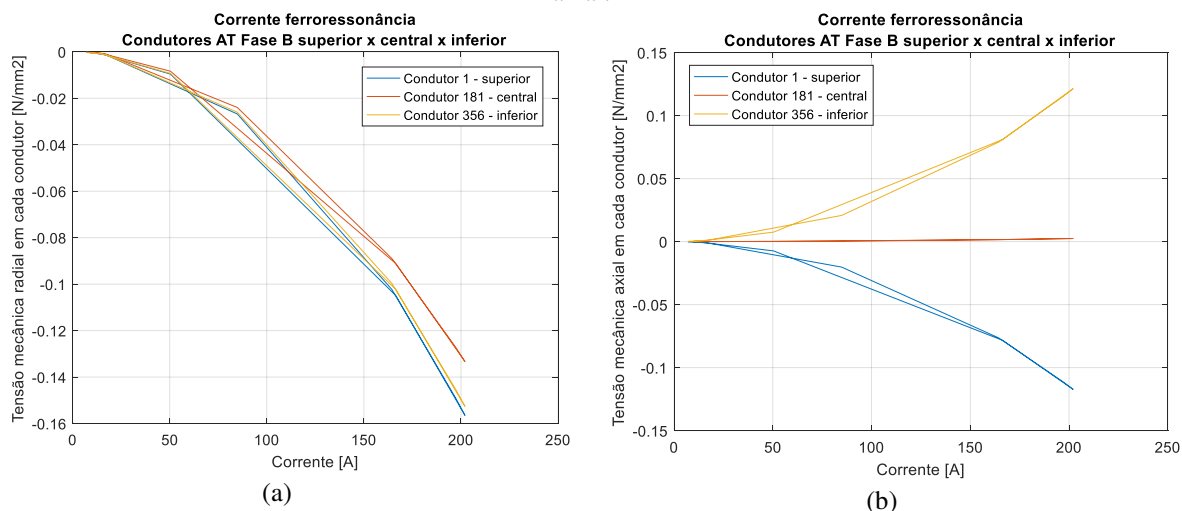
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.27 – Força total no enrolamento fase B durante aplicação de corrente de ferromressonância (a) radial (b) axial.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.28 – Tensão mecânica nos condutores durante aplicação de corrente de ferroressonância (a) radial (b) axial.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Durante a ferroressonância, a densidade de fluxo magnético atingiu picos de 2,034 T, conforme ilustrado na Figura 5.26. Embora esse valor seja inferior ao observado nos transitórios de manobra, é 20% superior ao especificado pelo projeto original. Isso pode resultar em aquecimento progressivo do núcleo.

As curvas das Figuras 5.27 (a) e (b) e 5.28 (a) e (b) mostram que os esforços mecânicos nas bobinas foram, aproximadamente, 100 vezes menores que as amplitudes registradas na análise dos transitórios de manobra e, no entanto, cerca de 50.000 vezes superior ao nominal a vazio. A ferroressonância pode persistir por minutos até a atuação de um sistema de proteção, o que aumenta o risco de deformações nas bobinas, fadiga do material e aquecimento dos enrolamentos. Caso o transformador não tenha sido devidamente projetado para suportar essas condições, sua vida útil pode ser significativamente reduzida.

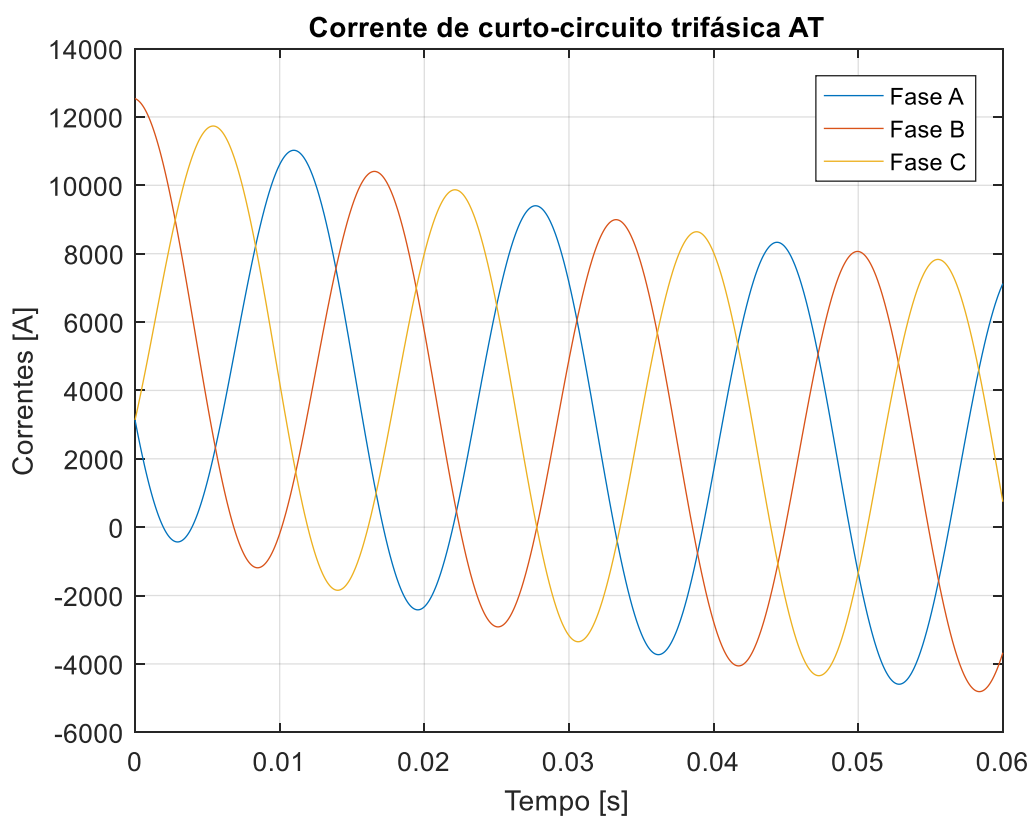
#### 5.7.4 Aplicação de corrente de curto-circuito trifásico

O projeto mecânico para suportar forças radiais e axiais das bobinas é, atualmente, baseado na determinação da capacidade de um transformador de potência resistir aos curtos-circuitos que possam vir a ocorrer no seu primário (NBR 5356-5, 2015). No entanto, para averiguar se o transformador de LF foi adequadamente especificado para suportar os esforços mecânicos também durante o transitório de manobra, como simulado na seção anterior, foi realizada nesta etapa a simulação da ocorrência de um curto-circuito franco no seu primário. O objetivo foi comparar as forças resultantes dos dois cenários (curto-circuito e transitório de

manobra) e verificar se os esforços simulados nos transitórios permanecem dentro dos limites que o projeto mecânico foi concebido para suportar. A Figura 5.29 apresenta a corrente de curto-circuito assimétrica aplicada no enrolamento de alta tensão do transformador modelado no FEMM, cujo pico é calculado pela Equação (5.1) (NBR 5356-5, 2015). Foi realizada a simulação em elementos finitos considerando apenas o primeiro semiciclo dessas correntes, ou seja, até 0,0083 s.

$$I_{cc\_assim} = 2,55 \cdot \frac{I_{nom}}{Z_t} \quad (5.1)$$

Figura 5.29 – Correntes de curto-circuito aplicadas no enrolamento alta tensão do modelo do transformador de LF elaborado no FEMM.

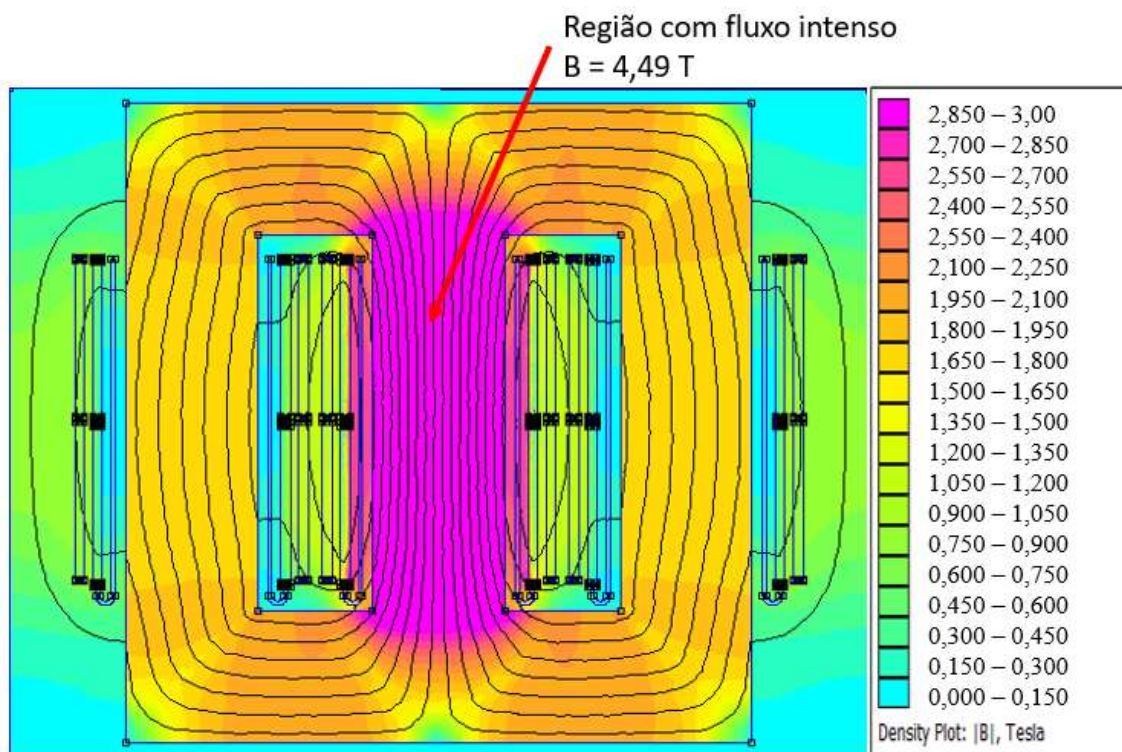


Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Durante um curto-circuito trifásico franco no primário do transformador, a corrente no lado de alta tensão atingiu um pico assimétrico de 12.500 A, ou seja, aproximadamente 5 vezes superior ao registrado nos transitórios de manobra, com uma duração de  $\frac{1}{4}$  de ciclo da rede elétrica.

A Figura 5.30 apresenta a densidade de fluxo magnético durante aplicação de corrente curto-circuito trifásico. As Figuras 5.31 (a) e (b) mostram as forças radial e axial totais ao longo de todo o enrolamento da fase B. Por sua vez, as Figuras 5.32 (a) e (b) ilustram as tensões mecânicas radiais e axiais em um condutor superior, central e inferior da fase B.

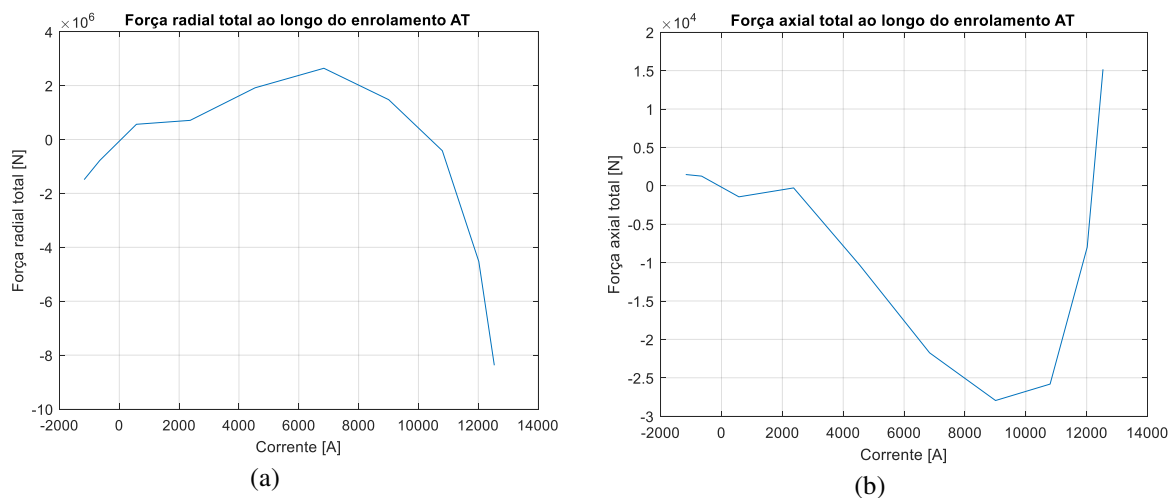
Figura 5.30 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM durante aplicação de corrente curto-circuito trifásico.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

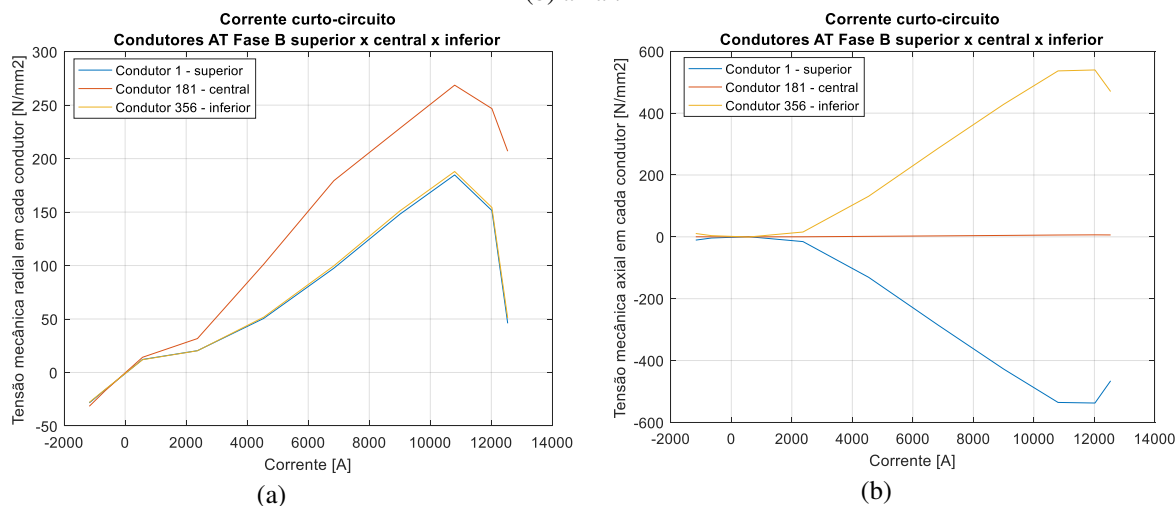
A Figura 5.30 mostra que a densidade de fluxo no núcleo atingiu 4,49 T, ou seja, 164% superior ao valor nominal a vazio. Embora esse valor seja elevado, ele ocorreu com menor frequência e por um período curto, especificamente apenas durante o primeiro pico da corrente de curto-circuito trifásico assimétrico.

Figura 5.31 – Força total no enrolamento fase B durante aplicação de corrente de curto-circuito trifásico (a) radial (b) axial.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 5.32 – Tensão mecânica nos condutores durante aplicação de corrente de curto-circuito trifásico (a) radial (b) axial.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

As Figuras 5.31 (a) e (b) e 5.32 (a) e (b) mostram um aumento de aproximadamente 10 vezes nas forças mecânicas totais de cada enrolamento e nas tensões mecânicas nos condutores durante a simulação do curto-circuito em comparação com a corrente de transitório de manobra. Além disso, os valores obtidos neste estudo de caso se aproximaram da tensão de ruptura do cobre ( $200 \text{ N/mm}^2$ ). Assim, é recomendável realizar estudos semelhantes sobre a suportabilidade mecânica durante o projeto de todos os transformadores aplicados em fornos elétricos. A Tabela 5.4 resume os valores encontrados para as condições operacionais simuladas nesta pesquisa.

Tabela 5.4 – Resultados das simulações realizadas no FEMM para verificar impactos no transformador de LF para algumas condições operacionais.

Condição operacional	$I_{pico\_AT}$ (A)	B (T)	$F_{radial\_total}$ (N)	$F_{axial\_total}$ (N)	$F_{radial\_cond}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$F_{axial\_cond}$ (N/mm <sup>2</sup> )
Corrente nominal	0,9	1,7	0,15	$6 \times 10^{-4}$	$3,0 \times 10^{-6}$	$5,0 \times 10^{-6}$
Transitório de manobra	2450	2,94	$1,5 \times 10^6$	4500	23	18
Ferromressonância	200	2,034	$1,0 \times 10^4$	45	0,16	0,12
Curto-circuito	12500	4,49	$8,5 \times 10^6$	$2,7 \times 10^4$	270	530

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

No estudo de caso analisado, o impacto no transformador de LF foi maior em amplitude durante o curto-circuito trifásico assimétrico, que ocorreu por apenas  $\frac{1}{4}$  de ciclo da rede elétrica. No entanto, curtos-circuitos trifásicos francos são eventos mais raros, com probabilidade de ocorrência menor que 2% (PAITHANKAR; BHIDE, 2013). Já os transitórios de manobra geram forças mecânicas cerca de 10 vezes menores e uma densidade de fluxo magnético aproximadamente 10% inferior à do curto-circuito franco. Todavia, a alta frequência do chaveamento (centenas de vezes por dia), aliada à sua severidade não desprezível, contribui para o dano cumulativo aos enrolamentos do transformador.

Durante a ferromressonância, os esforços mecânicos nas bobinas são menores que 1% dos valores observados no curto-circuito, enquanto a densidade de fluxo magnético atinge picos equivalentes a 45% do curto-circuito franco. Entretanto, a ferromressonância pode persistir por vários minutos, até que um sistema de proteção atue. Esse fenômeno pode reduzir a vida útil do transformador, pois pode causar deformações nas bobinas, fadiga do material e aquecimento excessivo dos enrolamentos, caso o equipamento não esteja devidamente projetado para suportar tais distúrbios. Por isso, o projeto térmico do transformador deve prever as elevações de temperatura causadas pela saturação do núcleo durante pico de transitórios.

## 5.8 Conclusões

Este capítulo apresentou simulações computacionais utilizando *software* de elementos finitos para investigar o impacto dos transitórios no funcionamento interno do transformador. Inicialmente, foram realizadas simulações de um sistema elétrico de Forno-Panela industrial utilizando o Matlab/Simulink. A partir da análise dos parâmetros do transformador, foi possível simplificar o modelo, excluindo resistências ôhmicas, indutâncias de dispersão e algumas

capacitâncias. O modelo simplificado foca nos parâmetros cruciais para o estudo e está alinhado ao modelo do CIGRE, incorporando a não linearidade da indutância de magnetização, inclusive na faixa de elevada saturação magnética, o que permite uma melhor assertividade nas simulações de transitórios de frente lenta. A comparação entre as medições experimentais e as simulações computacionais realizadas para condição de plena carga revelou pequenas discrepâncias, validando o modelo proposto por esta tese para este ponto de operação.

Foram então realizadas simulações no Matlab/Simulink, com o modelo de circuitos não linear, para analisar os efeitos dos transitórios de manobra e da ferroressonância. Observou-se que os chaveamentos geram sobretensões elevadas antes que o fluxo e a corrente atinjam o regime permanente. Esse efeito decorre do lento decaimento da componente exponencial do fluxo, devido à alta indutância de magnetização do transformador. As sobretensões observadas apresentaram amplitudes semelhantes, mas energia superior aos valores estimados por regressão polinomial de segunda ordem com base nas normas, o que pode comprometer a integridade do equipamento projetado conforme o NBI. Além disso, a presença da ferroressonância foi confirmada por valores elevados e sustentados de corrente e tensão, persistindo até a atuação do sistema de proteção.

A análise dos impactos revelou que os transitórios de manobra provocam saturação do núcleo e geram forças e tensões mecânicas nos condutores 3.600.000 a 10.000.000 vezes maiores do que aquelas observadas na operação nominal a vazio. Já em curtos-circuitos trifásicos, as forças mecânicas chegam a ser 10 vezes superiores às dos transitórios de manobra.

Na condição de estudo do transformador apresentado, os transitórios de manobra acontecem centenas de vezes ao dia, e a ferroressonância pode durar minutos. Ambos os fenômenos resultam em saturação prolongada do núcleo, aumento das perdas e elevação da temperatura, acelerando o dano cumulativo nos enrolamentos e reduzindo a vida útil do transformador. Em casos extremos, esses efeitos podem levar à falha total do equipamento.

## Capítulo 6

---

### 6 MITIGAÇÃO DE FALHAS EM TRANSFORMADORES APLICADOS EM FORNOS ELÉTRICOS

#### 6.1 Introdução

Este capítulo objetiva propor soluções para mitigar falhas em transformadores de fornos elétricos provocadas por transitórios de manobras e ferorrressonância. Foram discutidas alternativas tecnológicas e em seguida propostas alterações do dimensionamento de transformadores. Além disso, foram apresentadas modificações de parâmetros do modelo não linear do transformador responsáveis pelos elevados picos de sobretensões e sobrecorrentes, que reduzem os efeitos provocados pelos distúrbios. Os procedimentos propostos para alteração desses parâmetros foram implementados no modelo do transformador desenvolvido no *software* Matlab/Simulink. A nova curva de corrente obtida foi aplicada ao modelo 2D do transformador desenvolvido em elementos finitos para verificar a atenuação dos impactos.

#### 6.2 Possíveis soluções para mitigar falhas nos transformadores de fornos elétricos

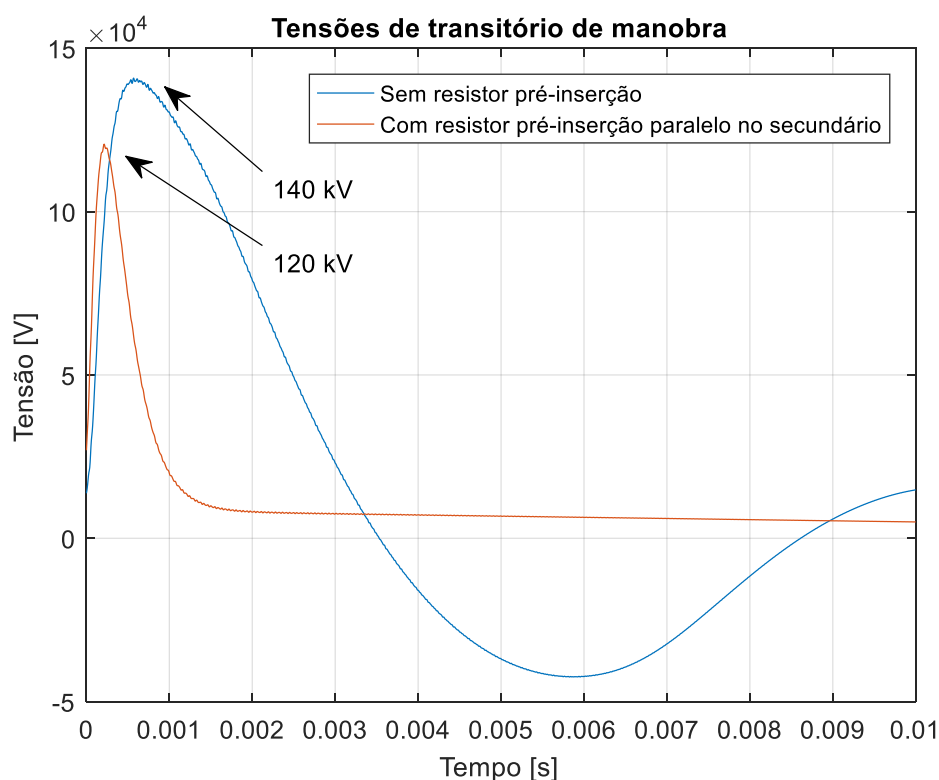
Os transitórios de manobra resultantes dos frequentes chaveamentos dos disjuntores a vácuo provocam saturação do núcleo e sobretensões elevadas capazes de comprometer a integridade do transformador do forno. Uma possível solução seria operar o transformador adequadamente, ou seja, chavear o disjuntor a vácuo apenas após a atenuação da corrente de *inrush*. No entanto, essa alternativa, sem elementos que permitam o decaimento da corrente de *inrush*, não é viável no processo siderúrgico, pois resultaria em uma redução da quantidade de corridas em até 6 vezes, acarretando elevada perda de produção e, conseqüentemente, prejuízo financeiro.

A solução comumente utilizada para minimizar as sobretensões é instalar filtros RC e para-raios, entretanto, ela está sujeita à correta especificação e operação. Na literatura verifica-se que a especificação destes equipamentos desconsidera os parâmetros não lineares do transformador (Faranda; Giussani; Testin, 2007b; Maksić et al., 2009a; Sutherland; Valdes, 2014), e podem causar outros problemas ao sistema, como a ferorrressonância. Além disso, a probabilidade de sobretensões é elevada, mesmo com a presença dos circuitos de proteção (Nikolaev et al., 2023). Isso reforça a necessidade de soluções alternativas para atenuar falhas em transformadores.

No Capítulo 3, foram apresentados equipamentos que utilizam eletrônica de potência projetados para melhorar a qualidade da energia em redes que alimentam fornos elétricos. Embora esses dispositivos possam mitigar os distúrbios transitórios abordados neste estudo, sua aplicação ainda enfrenta desafios. Além do alto custo, aproximadamente seis vezes superior à solução tradicional, há poucas unidades em operação no mundo. Outras limitações incluem a necessidade de amplo espaço para instalação, grandes sistemas de arrefecimento e a falta de manutenção especializada. Embora possa não ser a solução mais viável a curto prazo, essa tecnologia se mostra promissora e merece atenção como alternativa para atender, a médio e longo prazo, às demandas da indústria siderúrgica.

Outra abordagem a ser considerada é a utilização de um resistor de pré-inserção, com o objetivo de minimizar o tempo de *inrush* e reduzir as sobretensões geradas durante os transitórios de manobra. Conforme ilustrado na Figura 6.1, a inclusão de um resistor em paralelo com o secundário do transformador, reduz a amplitude da sobretensão nos seus terminais. Esse resistor pode ser inserido apenas durante o período do transitório. A adoção dessa estratégia configura uma alternativa promissora para futuras pesquisas.

Figura 6.1 – Sobretensões durante transitório de manobra do circuito sem e com resistor de pré-inserção em paralelo no secundário do transformador.



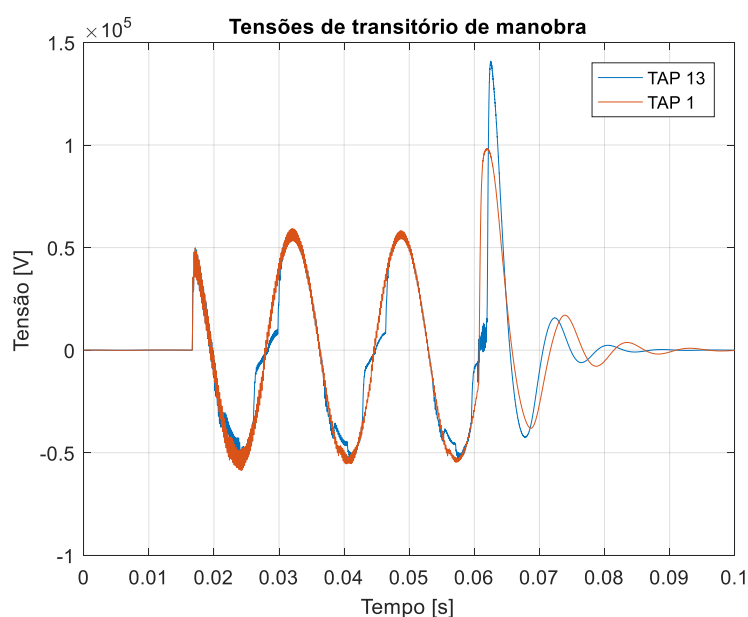
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Apesar de alternativas promissoras para aprimorar o sistema elétrico dos fornos existirem, algumas delas dependem de avanços tecnológicos para suas implementações. Diante desse cenário, recomenda-se, a curto prazo, a adoção de modificações no dimensionamento dos transformadores para reduzir a amplitude das sobretensões e atender às exigências operacionais da indústria.

### 6.3 Parâmetros que influenciam no transformador durante transitórios de manobras

Com base na discussão realizada na subseção 5.3, uma hipótese é que a indutância de magnetização do transformador seja o parâmetro que mais influencia o transitório de tensão. Para averiguar esta afirmação, a Figura 6.2 apresenta a comparação entre as sobretensões do transformador quando o enrolamento de regulação está ajustado aos níveis mínimo e máximo, ou seja, TAP 1 e TAP 13, considerando fluxo inicial nulo. Observa-se que a sobretensão quando o transformador está ajustado no TAP 13 é superior àquela verificada quando está no TAP 1. Isso ocorre devido ao transformador de LF estudado apresentar maior indutância de magnetização quando o enrolamento de regulação está ajustado no maior nível de tensão, conforme foi ilustrado na Figura 4.8. A Figura 6.2 ilustra a relevância de considerar a curva não linear da indutância de magnetização em estudos de transitórios de frente de onda lenta.

Figura 6.2 – Sobretensões durante transitório de manobra devido a variação da indutância de magnetização.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Esses resultados confirmam a teoria sobre o transitório de tensão em circuitos RL alimentado por uma fonte em corrente contínua, provocado por um chaveamento. Em um transformador a vazio, a impedância é predominantemente determinada pela sua indutância de magnetização. Assim, as curvas de corrente e tensão foram calculadas pelas Equações (6.1) e (6.2) (Greenwood, 2010).

$$i(t) = \frac{V_{pico}}{R_m} \cdot \left(1 - e^{-\frac{R_m}{L_m} \cdot t}\right) \quad (6.1)$$

$$v(t) = L_m \cdot \frac{\partial i(t)}{\partial t} = V_{pico} \cdot e^{-\frac{R_m}{L_m} \cdot t} \quad (6.2)$$

#### 6.4 Modificações no dimensionamento do transformador de LF para reduzir impactos dos transitórios de manobras

Buscando desenvolver estratégias para mitigar as falhas em transformadores de EAF e de LF causadas por transitórios de manobras, propõe-se a atuação no aumento do valor da indutância de magnetização do transformador. Este parâmetro possui característica não linear devido à saturação do núcleo e é proporcional ao quadrado da relação transformação e inversamente proporcional à relutância, conforme descrito pela Equação (6.3).

$$L_m = \frac{N^2 \cdot \mu_r \cdot \mu_0 \cdot A}{l} (H) \quad (6.3)$$

O aumento da indutância de magnetização pode ser obtido através da modificação do aço silício do núcleo para um que possua maior permeabilidade relativa ou aumento da área da seção transversal do núcleo ou ainda aumento da quantidade de espiras desta bobina. Esta modificação irá reduzir a amplitude das sobretensões, pois de acordo com a Equação (6.4), é função da variação do fluxo, que, por sua vez, é calculado seguindo Equação (6.5).

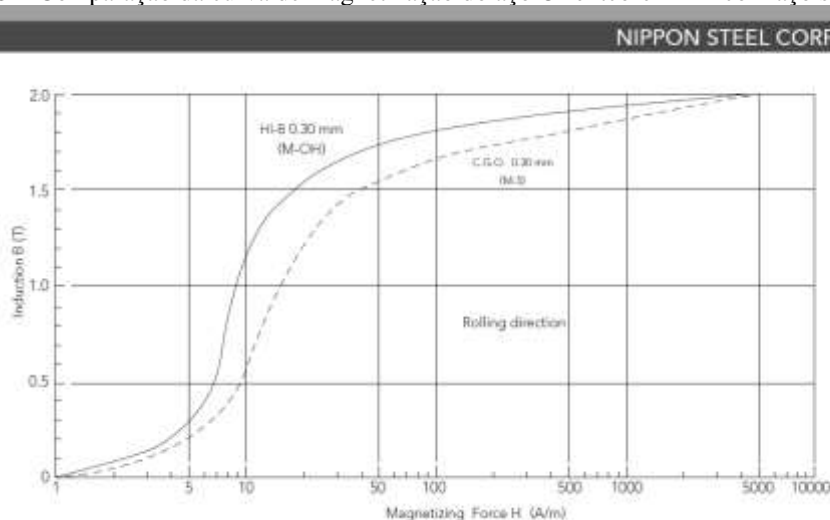
$$v = -N \cdot \frac{\partial \phi}{\partial t} \quad (6.4)$$

$$\phi = \frac{I_0 \cdot N \cdot \mu_r \cdot \mu_0 \cdot A}{l} \quad (6.5)$$

### 6.4.1 Modificação do aço silício

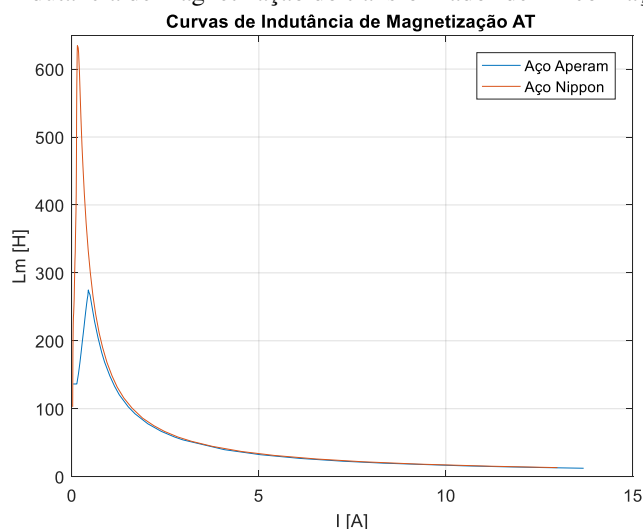
Para aumentar a indutância de magnetização do transformador, uma possível solução seria a substituição do aço silício da Aperam por outro aço com maior permeabilidade relativa. O aço da Nippon Steel, denominado Orientcore-HI-B, apresenta alto grau de orientação dos grãos e menores perdas (Nippon Steel Corporation, 2019). Esse aço é amplamente utilizado pelos fabricantes de transformadores quando precisam projetar transformadores com baixos valores de perdas. A Figura 6.3 ilustra a diferença entre curvas de magnetização para esse aço e os convencionais. Ao modificar o aço silício, altera-se a indutância de magnetização. A Figura 6.4 apresenta as curvas desta indutância do transformador de LF para ambos os tipos de aço.

Figura 6.3 – Comparação da curva de magnetização do aço Orientcore-HI-B com aço silício convencional.



Fonte: (Nippon Steel Corporation, 2019)

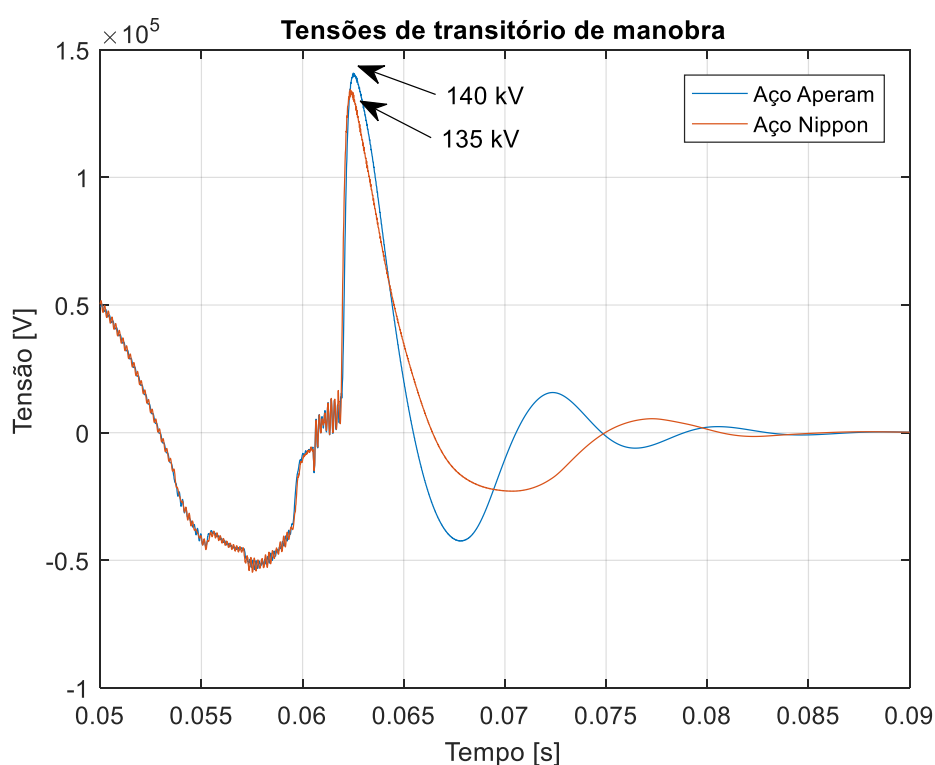
Figura 6.4 – Curvas de indutância de magnetização do transformador de LF com aços da Aperam e Nippon Steel.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

A Figura 6.5 apresenta a simulação do transitório de manobras comparando os dois tipos de aço. Observa-se uma redução de apenas 3,6% nas amplitudes de sobretensões com o uso aço da Nippon Steel. Esse aço é, aproximadamente, 30% mais caro que o da Aperam e o peso não muda, pois ambos possuem a mesma densidade de  $7,65 \text{ g/cm}^3$  (Aperam, 2020; Nippon Steel Corporation, 2019).

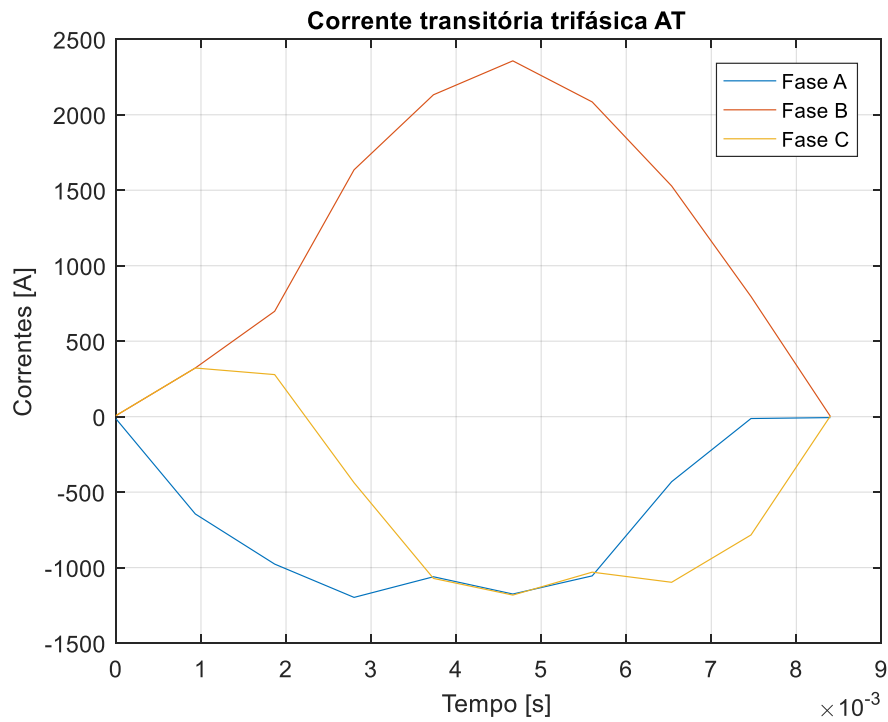
Figura 6.5 – Sobretensões durante transitório de manobra do transformador de LF com aços da Aperam e Nippon Steel.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

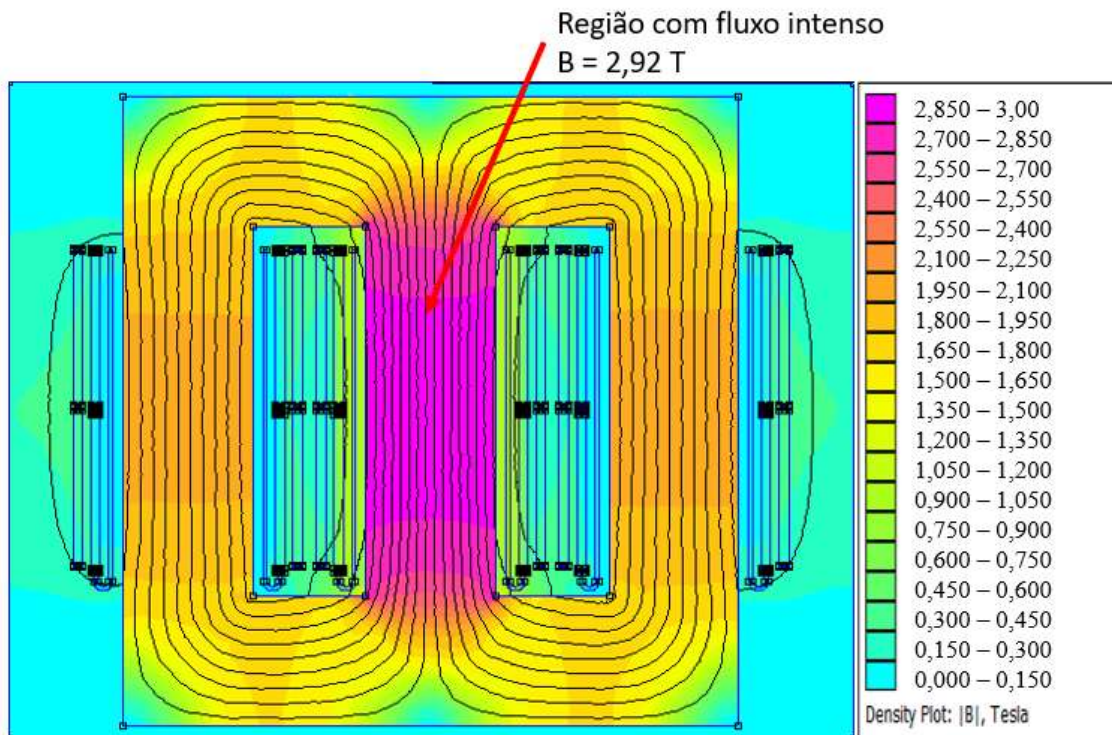
Para avaliar o impacto desse novo transitório no transformador com o aço silício modificado, foi realizada uma simulação no *software* FEMM, ajustando a curva de saturação do material do núcleo, enquanto foi mantida a quantidade de espiras e demais dimensões. Nessa condição, a corrente transitória atinge um pico de 2350 A, conforme ilustrado na Figura 6.6. A Figura 6.7, que corresponde ao instante de tempo 5,2 ms, mostra que o núcleo atinge pico de saturação de 2,92 T, o que representa uma redução de 0,7% em relação aos valores observados na simulação do transformador projetado com o aço da Aperam.

Figura 6.6 – Corrente transitória aplicada no modelo do transformador de LF no FEMM com aço da Nippon Steel.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 6.7 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF no FEMM com aço da Nippon Steel.

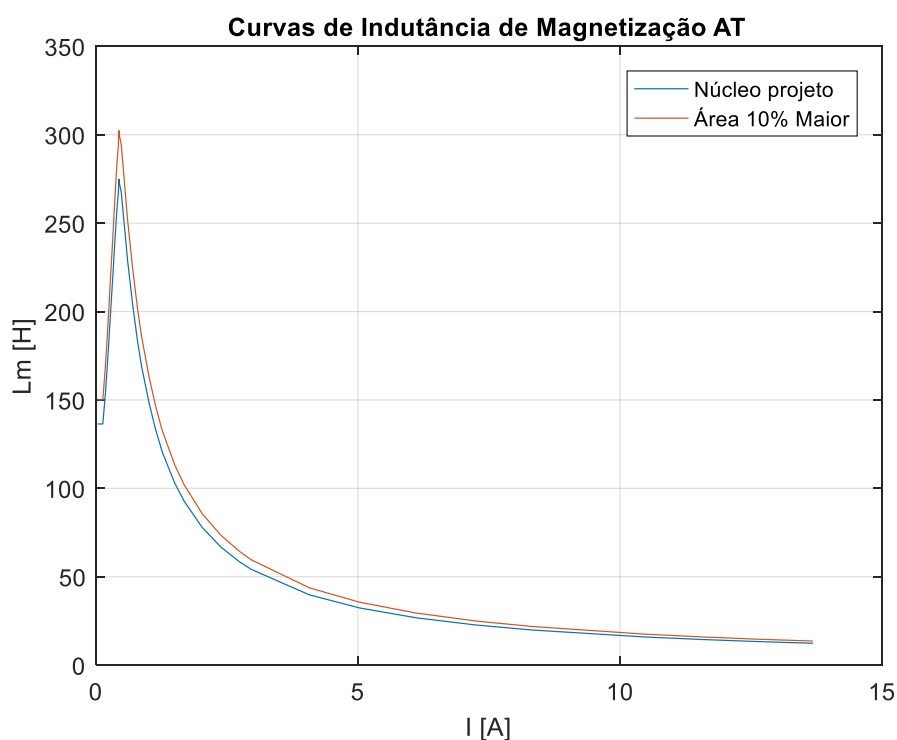


Fonte: Elaborado pela autora, 2025

#### 6.4.2 Aumento da área transversal do núcleo

Nesta seção foi avaliado o aumento da indutância de magnetização através da modificação da área da seção transversal do núcleo do transformador, que significa aumentar linearmente o fluxo  $\theta$ . A Figura 6.8 apresenta as curvas de magnetização do transformador de LF, comparando o modelo original do núcleo ao modelo que possui um aumento de 10% na área da seção transversal.

Figura 6.8 – Curvas de indutância de magnetização do transformador de LF núcleo conforme projeto e aumento de 10% da área da seção transversal.



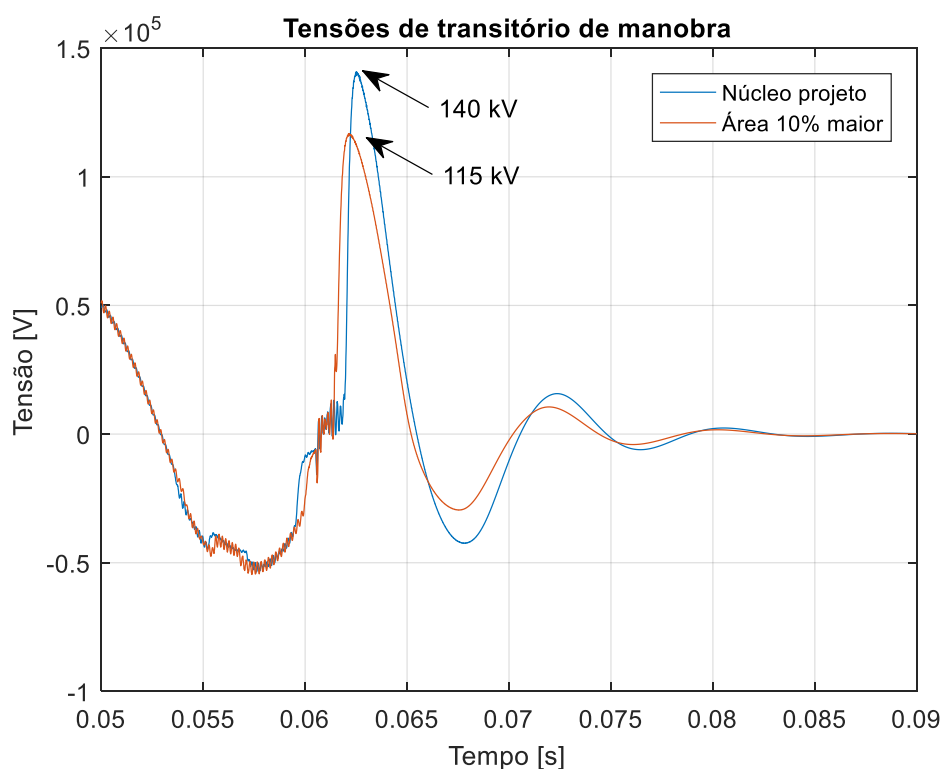
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Conforme mostrado na Figura 6.9, a amplitude do transitório diminuiu em 17,9% com o aumento de 10% na área do núcleo. Isso implica um aumento de 10% no volume e no peso do núcleo, assumindo que o comprimento e a densidade do material permanecem constantes. O núcleo representa, aproximadamente 60% do peso da parte ativa do transformador, que, por sua vez, corresponde a 70% do peso total do equipamento. Assim, há um aumento de cerca de 4,2% no peso total do transformador.

Essa alteração resultará em um aumento nos custos de material, além de potenciais elevações nos custos de fabricação, transporte, manuseio e componentes adicionais. O custo do

núcleo representa cerca de 30% do custo total do transformador, o que significa um acréscimo de, aproximadamente, 3% no preço final. Esse aumento pode ser ainda maior, pois não foram considerados outros custos adicionais relacionados ao transformador (tanque, acessórios, óleo, cobre, etc.). Vale ressaltar que a variação exata do custo do cobre dependerá do *design* específico do transformador.

Figura 6.9 – Sobretensões durante transitório de manobra do transformador de LF com núcleo conforme projeto e aumento de 10% da área da seção transversal.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

O impacto do transitório no transformador, onde a área da seção transversal do núcleo foi ampliada em 10%, foi simulado no FEMM (Meeker, 2018). A profundidade em 1 mm e as demais características (curva da saturação do aço e número espiras) foram mantidas, alterando apenas a corrente de entrada. A Figura 6.10 apresenta a corrente transitória com pico de 2030 A. Enquanto a Figura 6.11 ilustra que o núcleo alcança uma saturação de até 2,806 T, no instante de tempo 5,2 ms, o que representa uma diminuição de 4,8% em comparação ao valor observado na simulação do transformador de acordo com o projeto original.

Figura 6.10 – Corrente transitória aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM com aumento de 10% da área da seção transversal.

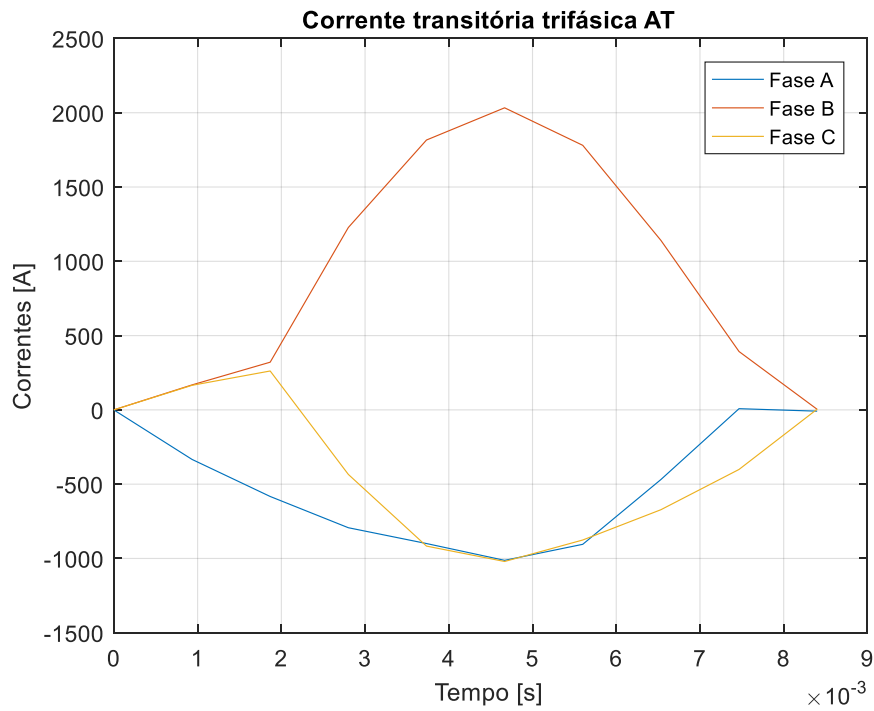
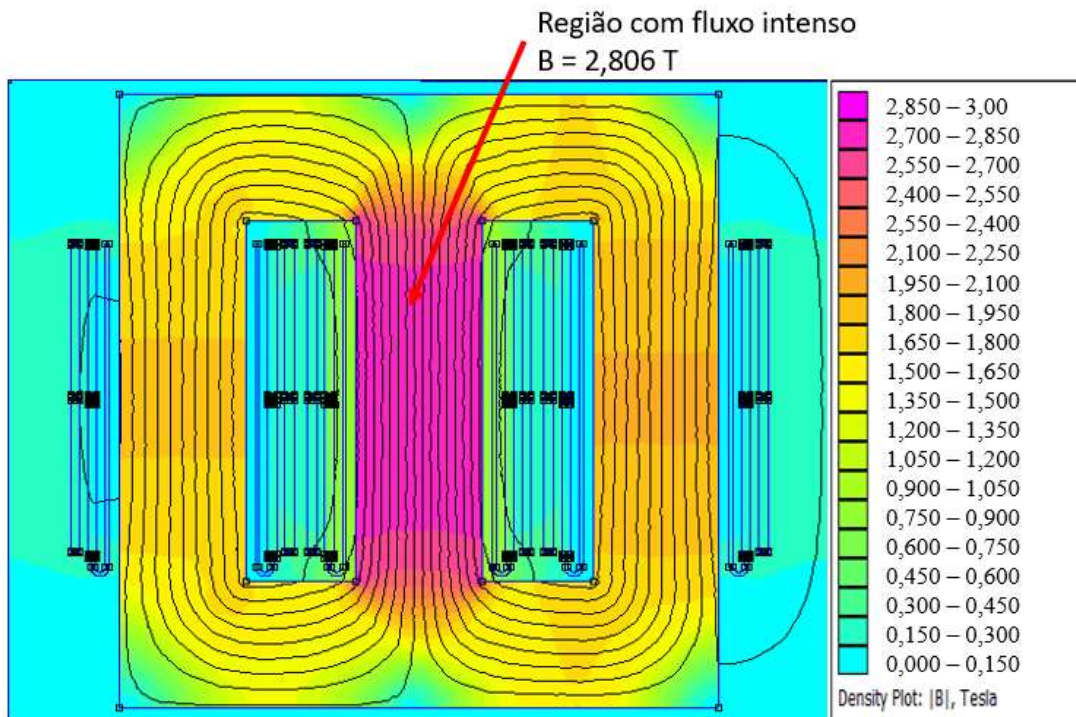


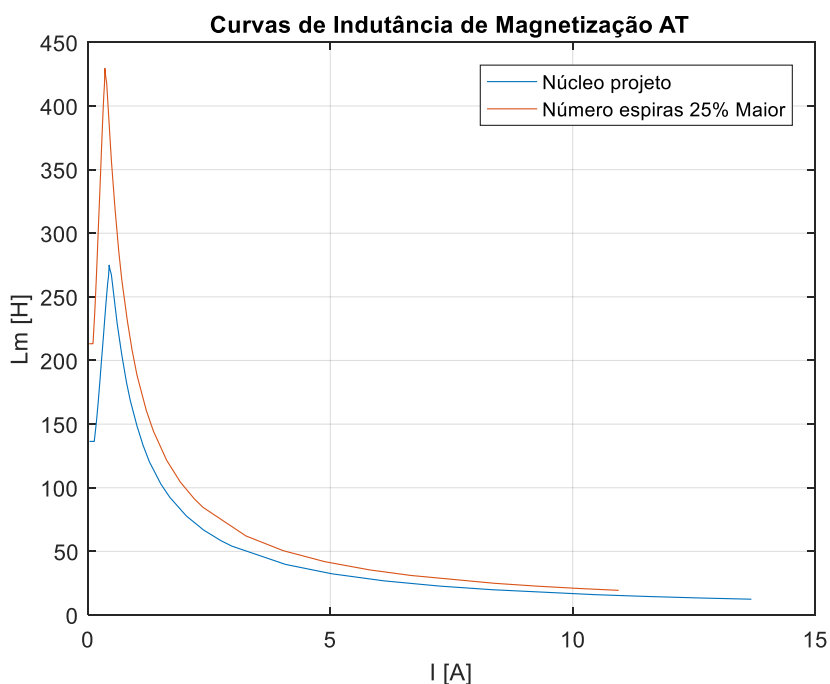
Figura 6.11 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM com aumento de 10% da área da seção transversal.



### 6.4.3 Aumento do número de espiras

Uma terceira estratégia para aumentar a indutância de magnetização consiste em aumentar o número de espiras. Para manter a relação entre o número de espiras de alta tensão e baixa tensão, sem alterar os valores de tensão no primário e no secundário, optou-se por aumentar a quantidade de espiras da baixa tensão de 4 para 5 e de alta tensão para 454. Esse aumento de 25% no número de espiras resulta em um incremento de 56% na indutância de magnetização, conforme demonstrado na Figura 6.12. O aumento no número de espiras resulta em um crescimento quadrático na indutância de magnetização.

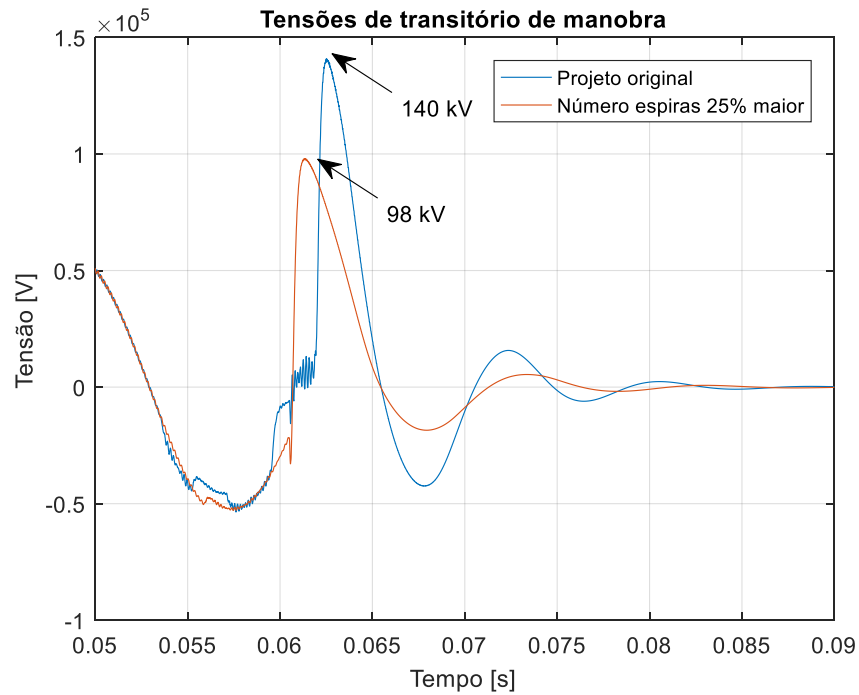
Figura 6.12 – Curvas de indutância de magnetização do transformador de LF núcleo conforme modelo e aumento de 25% do número de espiras.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

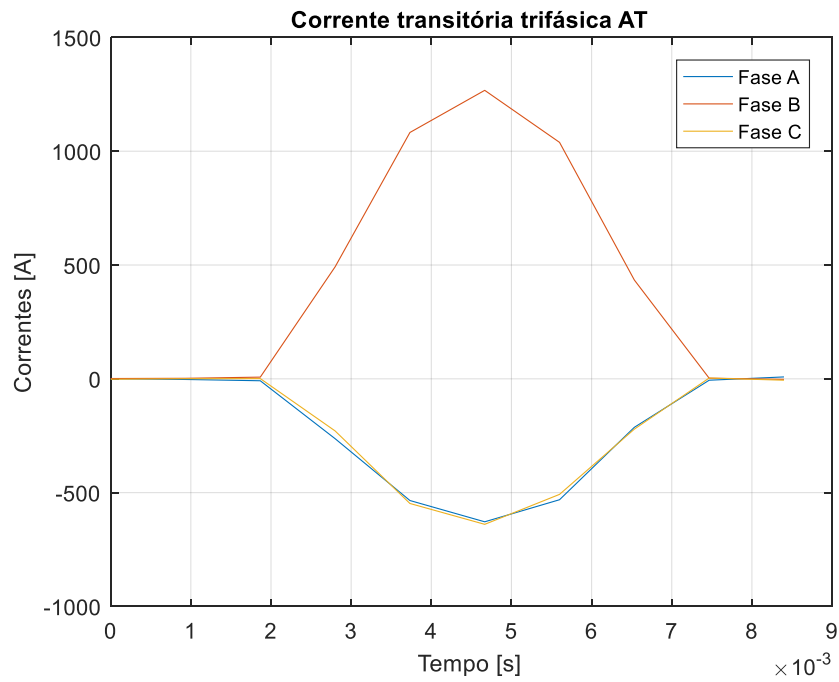
A Figura 6.13 apresenta uma redução de 30% na amplitude do transitório com o aumento de 25% no número de espiras. Em transformadores de forno, o peso do cobre representa, aproximadamente, 20% da parte ativa, o que equivale a 14% do peso total do equipamento. Além disso, o custo do cobre corresponde a cerca de 20% do custo total do transformador. Portanto, esse incremento no número de espiras resulta em um aumento de, aproximadamente, 3,5% no peso do transformador e de 5% no custo total.

Figura 6.13 – Sobretensões durante transitório de manobra do transformador de LF com modelo conforme projeto e aumento de 25% do número de espiras.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

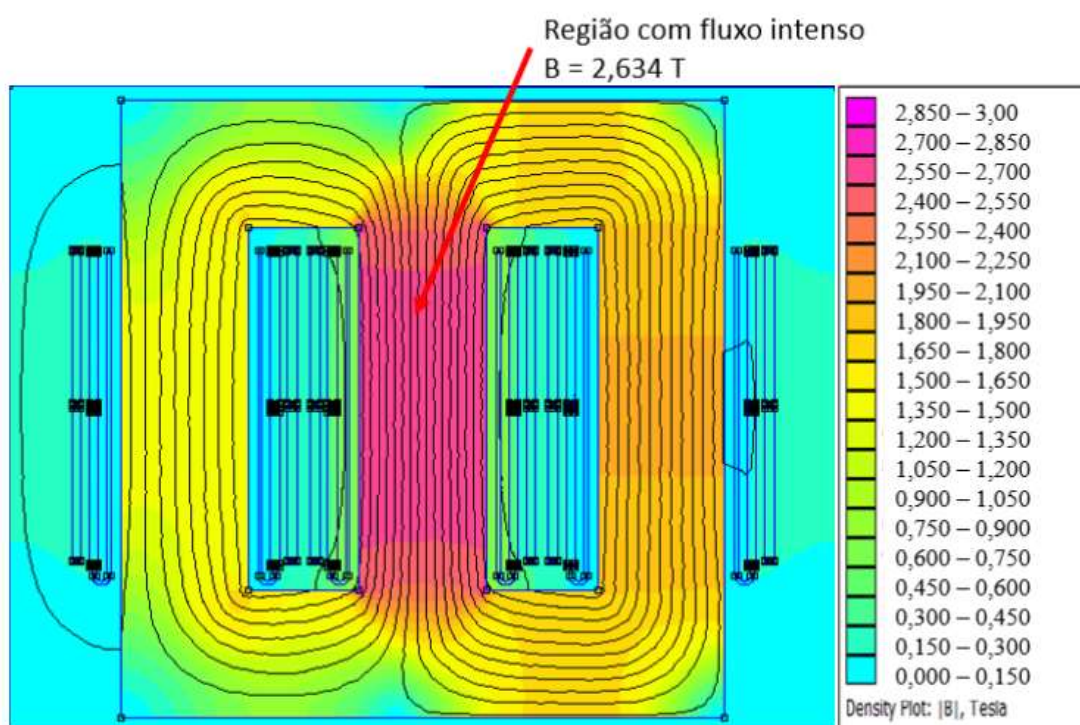
Figura 6.14 – Corrente transitória aplicada no modelo do transformador de LF elaborado no FEMM com aumento de 25% do número de espiras.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Com o aumento no número de espiras, a corrente transitória atinge um pico de 1270 A, conforme ilustrado na Figura 6.14. A Figura 6.15 mostra que, sob essas condições, o núcleo alcança uma saturação de até 2,634 T durante o instante de tempo igual a 4,7 ms, o que representa uma redução de 10,4% em relação ao valor observado na simulação do transitório de manobras do transformador de LF conforme o modelo original.

Figura 6.15 – Densidade de fluxo magnético no transformador de LF simulado no FEMM com aumento de 25% do número de espiras.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

A modificação da impedância de magnetização do modelo não-linear de parâmetros concentrados proposto para o transformador pode ser implementada por meio da escolha de um aço silício com maior permeabilidade relativa, pelo aumento da área da seção transversal do núcleo ou pelo incremento do número de espiras da bobina. Cada um desses métodos apresentou resultados e implicações distintas durante os transitórios de manobra, conforme apresentado na Tabela 6.1. Como pode ser observado, a solução técnica que mais reduz os impactos provenientes de transitórios em transformadores de fornos é o aumento do número de espiras. Entretanto, fica a cargo do projetista definir a estratégia mais adequada para cada equipamento, levando em consideração as limitações informadas nas especificações técnicas relativas a custo, peso e espaço disponível nas instalações. Além disso, é possível combinar as

diferentes soluções apresentadas, de modo a equilibrar o desempenho e a viabilidade prática, buscando a otimização dos resultados conforme as necessidades do projeto.

Tabela 6.1 – Resultados dos impactos no transformador de LF após modificações no dimensionamento durante aplicação das correntes obtidas durante chaveamento do disjuntor.

<b>Modificação dimensionamento</b>	<b>I<sub>pico_AT</sub> (%)</b>	<b>Sobretensão (%)</b>	<b>B (%)</b>	<b>Peso (%)</b>	<b>Custo (%)</b>
Aço Nippon Steel	-4,1%	-3,6%	-0,7%	0%	+9%
+10% Área núcleo	-17,1%	-17,9%	-4,8%	+4,2%	+3%
+25% Número espiras	-48,2%	-30,0%	-10,4%	+3,5%	+5%

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Para determinar os impactos em peso e custo, foram utilizados os valores referentes à contribuição do aço silício e do cobre no projeto de um novo transformador de forno, conforme apresentado na Tabela 6.2. Essas informações foram fornecidas pelo fabricante Data Engenharia.

Tabela 6.2 – Valores estimados de peso e custo do aço silício e cobre para um novo transformador de forno.

	<b>Peso Transformador (P<sub>TR</sub>)</b>	<b>Custo Transformador (C<sub>TR</sub>)</b>
Aço silício	42%	30%
Cobre	14%	20%

Fonte: Data Engenharia (2024)

O aumento do peso total do transformador,  $\Delta P$ , é calculado pela Equação (6.6), que considera o produto do incremento no peso do material — seja aço silício ou cobre — devido às modificações de dimensionamento,  $\Delta P_{material}$ , pelo percentual que esse material representa no peso total do transformador,  $P_{TR}$ . Da mesma forma, a Equação (6.7) define o aumento no custo do transformador,  $\Delta C$ . No caso de variações simultâneas em ambos os materiais no dimensionamento do transformador, os impactos no aumento de peso e custo total no transformador podem ser calculados utilizando as Equações (6.8) e (6.9).

$$\Delta P = \Delta P_{material} \cdot P_{TR} \quad (6.6)$$

$$\Delta C = \Delta C_{material} \cdot C_{TR} \quad (6.7)$$

$$\Delta P_{total} = (\Delta P_{aço} \cdot P_{TR_{aço}}) + (\Delta P_{cu} \cdot P_{TR_{cu}}) \quad (6.8)$$

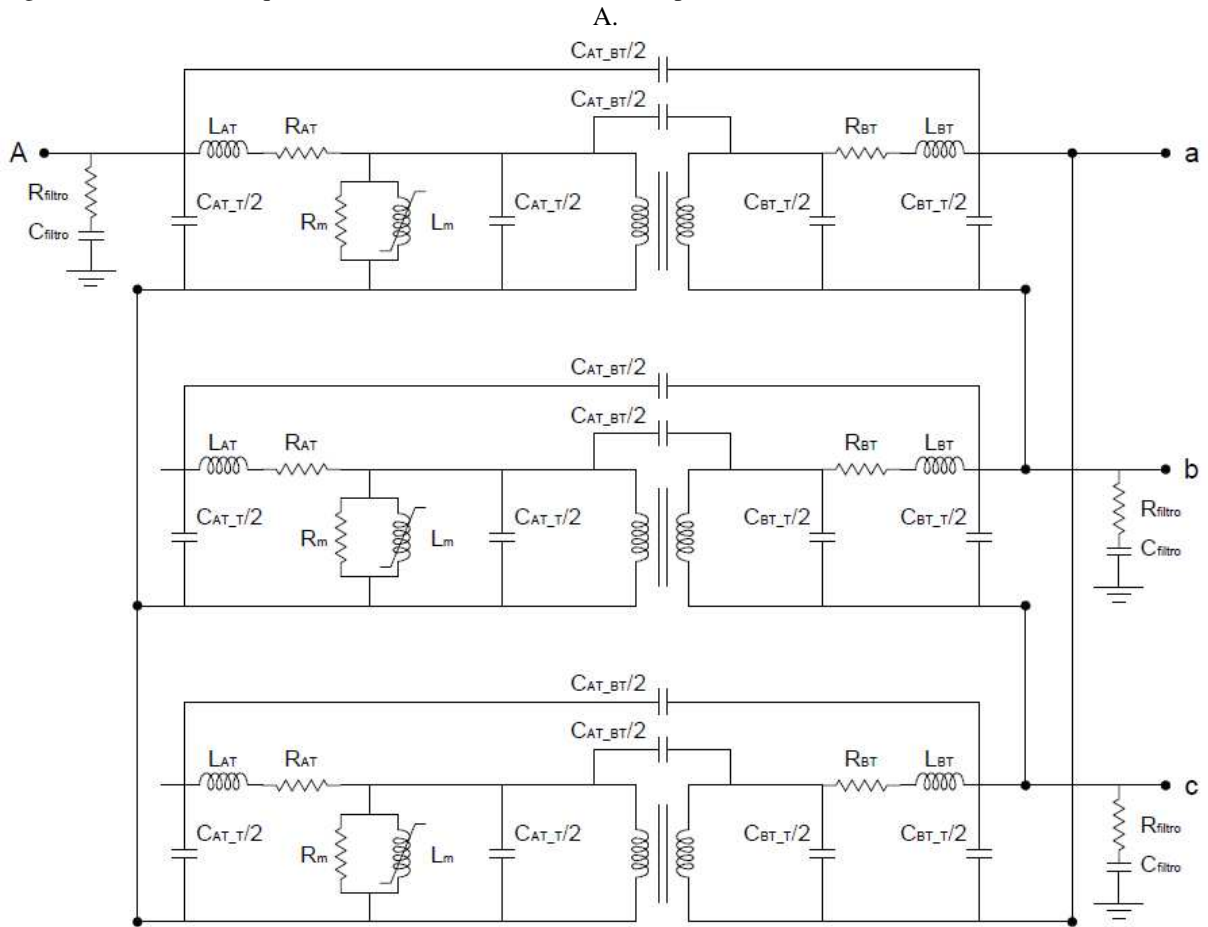
$$\Delta C_{total} = (\Delta C_{aço} \cdot C_{TR_{aço}}) + (\Delta C_{cu} \cdot C_{TR_{cu}}) \quad (6.9)$$

## 6.5 Parâmetros que influenciam para a ocorrência da ferrorressonância

A ferrorressonância é um fenômeno que pode surgir no sistema elétrico do EAF e LF, envolvendo a capacitância dos cabos elétricos e capacitores dos filtros, e a indutância não linear do transformador, após operações de chaveamento do disjuntor a vácuo. A alta saturação do núcleo do transformador pode provocar ferrorressonância, causando formas de onda não senoidais de corrente e tensão, com elevadas amplitudes provocam aumento das perdas no núcleo e no cobre, sendo as perdas do cobre maiores que as do núcleo. Essas perdas são as fontes de calor que provocam o aumento de temperatura do transformador, que, com tempo, irá causar a degradação do papel isolante. A ferrorressonância pode persistir por vários minutos antes de ser detectada pelo alarme do relé Buchholtz, que reage à gaseificação do óleo (Mark Osborne et al., 2022; Pal; Roy, 2021). Assim, a elevada saturação do núcleo por períodos prolongados pode aumentar as perdas magnéticas e no cobre, aumentando, conseqüentemente, a temperatura, comprometendo a vida útil do transformador e, em situações extremas, levar à falha.

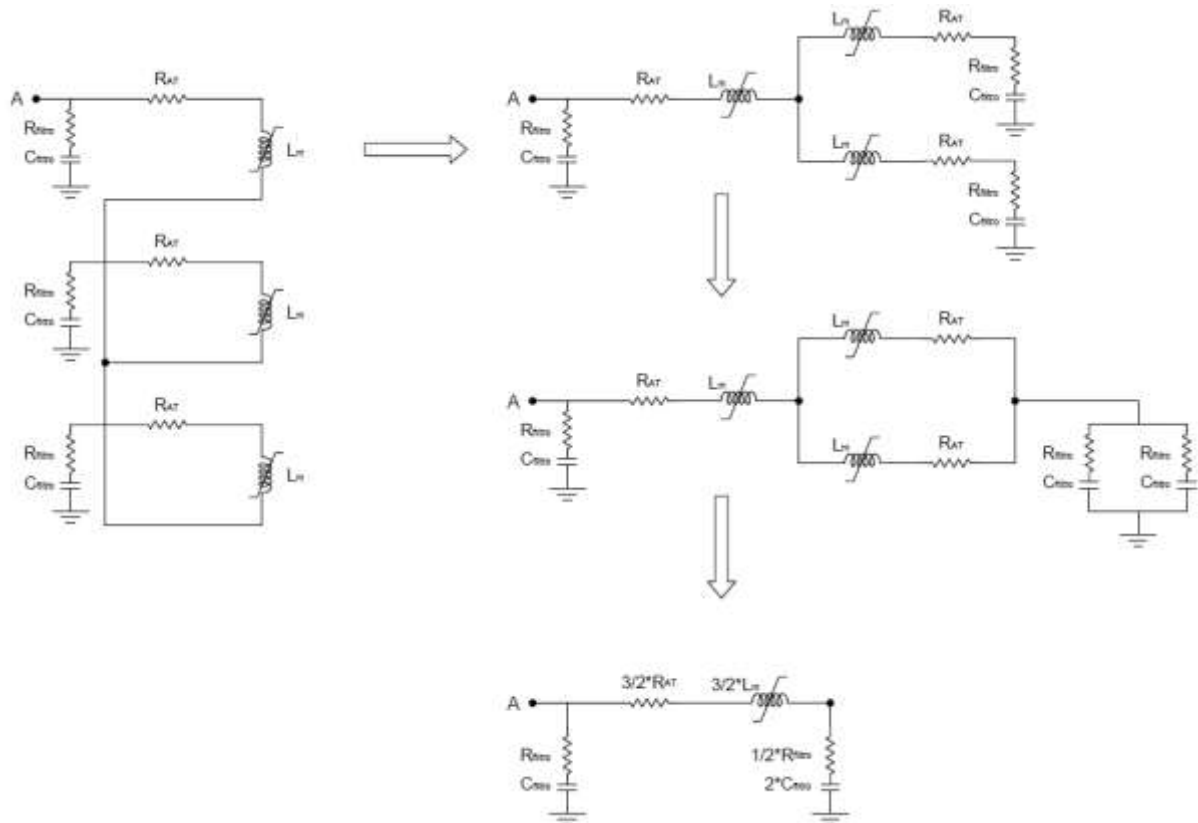
A Figura 6.16 apresenta o circuito equivalente do transformador de LF a vazio, em paralelo com o filtro RC, quando ocorre o travamento da fase A durante a abertura do disjuntor. O circuito elétrico alterado adota a mesma topologia do ilustrado na Figura 3.4(b). As impedâncias dos cabos foram desconsideradas devido seu baixo valor em comparação às impedâncias do filtro RC. Esse circuito pode ser simplificado, conforme apresentado na Figura 6.17. A partir do circuito RLC simplificado, foi possível obter a frequência de ressonância através da Equação (6.10). Essa equação confirma a afirmação indicada no capítulo 4 sobre a relevância da resistência  $R_{AT}$  e a indutância não linear  $L_m$  do transformador, incluindo a capacitância  $C_{filtro}$  do filtro RC, para estudos de ferrorressonância. A ressonância ocorre quando a impedância capacitiva do filtro RC se iguala à impedância indutiva de magnetização de maneira simplificada, desconsiderando demais capacitâncias dos cabos. Assim, o filtro RC, projetado para atenuar sobretensões no transformador causadas pelo chaveamento do disjuntor a vácuo, pode induzir ferrorressonância.

Figura 6.16 – Circuito equivalente do transformador de LF em paralelo com filtro RC durante travamento da fase A.



Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Figura 6.17 – Circuito equivalente do transformador de LF em paralelo com filtro RC durante travamento da fase A.

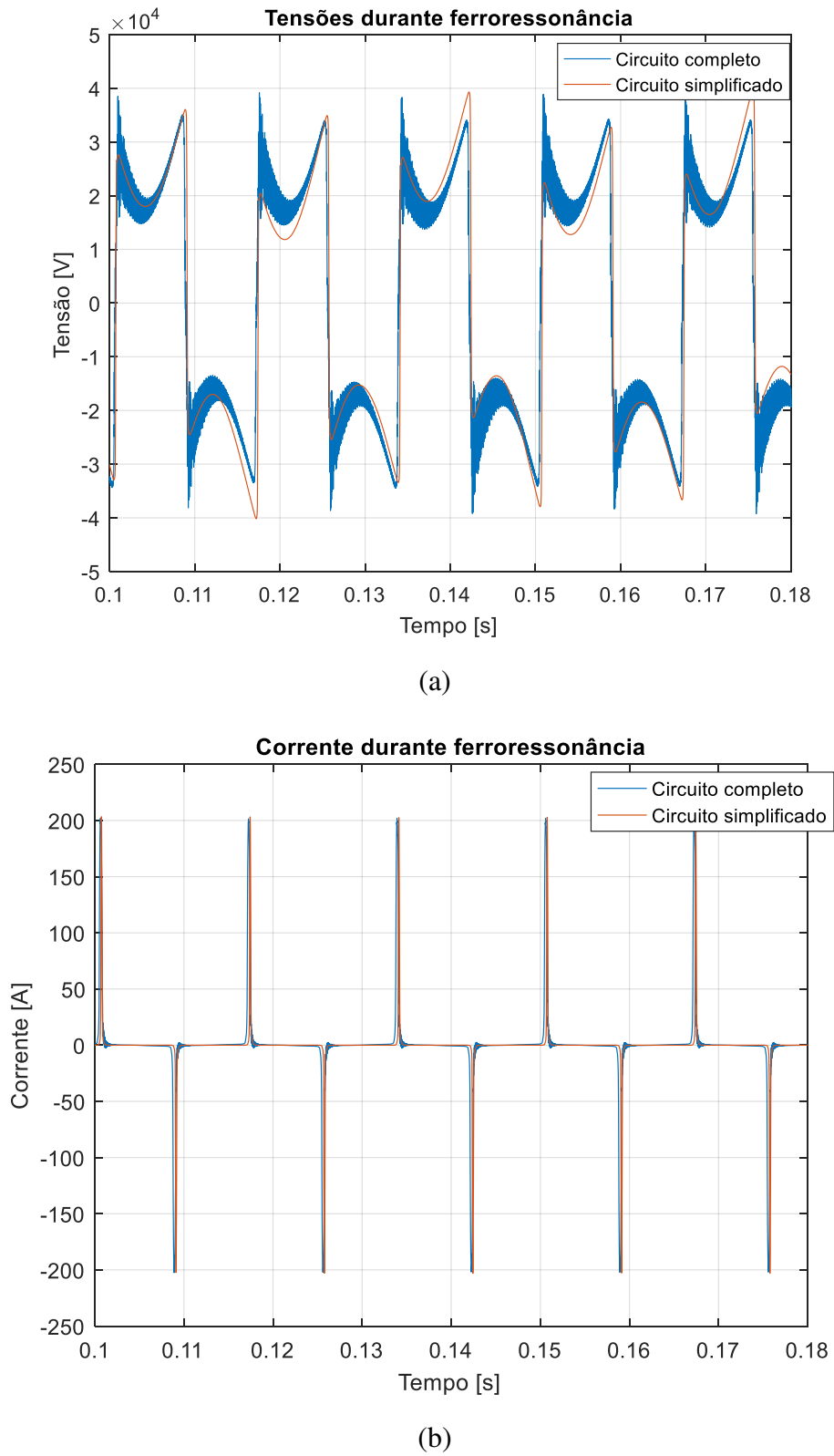


Fonte: Elaborado pela autora, 2025

$$f_{resson} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{(3/2 \cdot L_m) \cdot (2 \cdot C_{filtro})}} \quad (6.10)$$

As Figuras 6.18 (a) e (b) apresentam a comparação das curvas de tensão e corrente na fase A do terminal de alta tensão do transformador, considerando tanto o circuito completo quanto o circuito simplificado. Observa-se que o circuito simplificado reproduz adequadamente o comportamento do fenômeno, confirmando sua aplicabilidade para a análise da ferorrressonância. Pode-se notar que a curva de corrente na ferorrressonância apresenta ciclos idênticos. Isso ocorre porque o fenômeno atinge um regime permanente oscilatório, no qual a energia armazenada e dissipada no circuito se equilibra, mantendo a oscilação constante ao longo do tempo.

Figura 6.18 – Comparação das curvas na fase A do terminal de alta tensão do transformador para os modelos completo e simplificado: (a) tensão e (b) corrente.

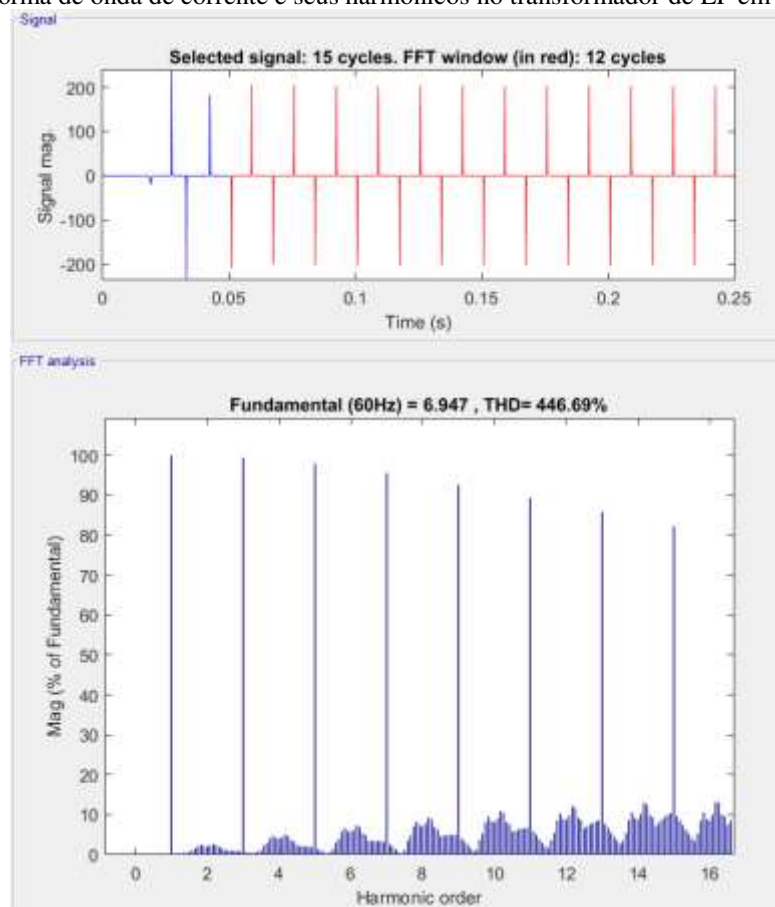


Fonte: Elaborado pela autora, 2025

## 6.6 Propostas para reduzir impactos da ferorrressonância

Uma possível solução para evitar sobretensões sustentadas e altas correntes provenientes desse distúrbio seria a remoção do capacitor. No entanto, essa abordagem não é recomendada, pois o capacitor desempenha um importante papel na minimização das sobretensões geradas pelos transitórios de manobra.

Figura 6.19 – Forma de onda de corrente e seus harmônicos no transformador de LF em ferorrressonância.

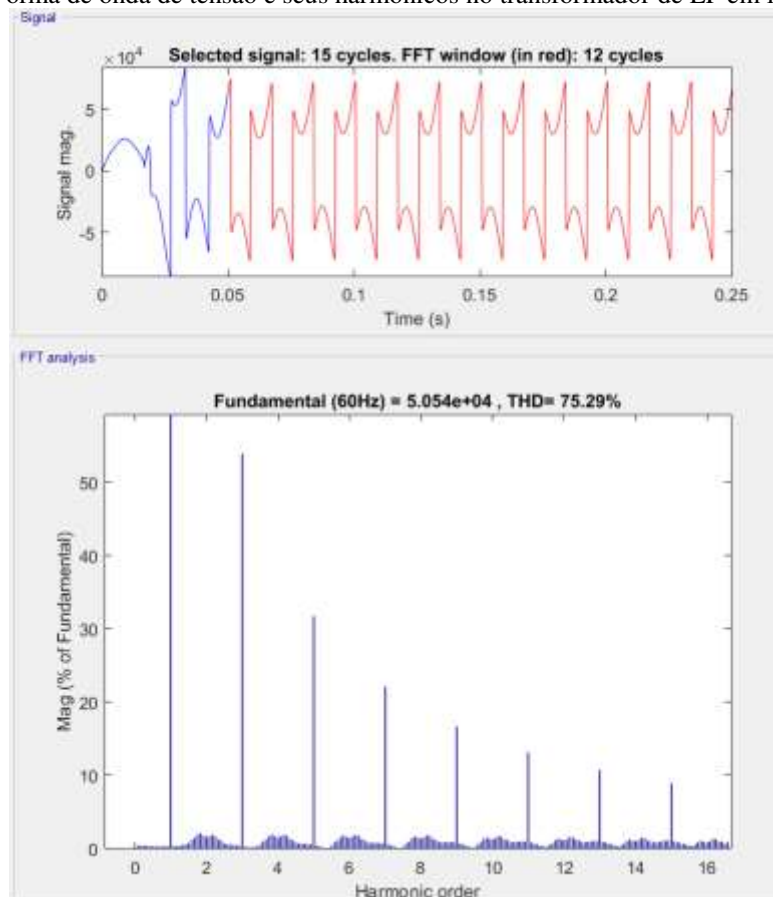


Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Embora esse fenômeno tenha uma probabilidade de ocorrência menor, seu impacto pode ser alto. Uma solução viável seria investigar as formas de onda de tensão e corrente, incluindo seus componentes harmônicos, para recomendar a implementação de uma função de proteção adequada no relé. Essa função poderia ser projetada para detectar o fenômeno e desarmar o disjuntor a montante. As Figuras 6.19 e 6.20 apresentam as formas de onda de corrente e tensão, bem como suas respectivas componentes harmônicas, obtidas por meio da ferramenta Powergui da simulação realizada no Matlab/Simulink. De posse dessas informações, um especialista em

sistemas de proteção elétrica poderia sugerir que o relé monitore as amplitudes e harmônicos de corrente e tensão, além de identificar esta ocorrência durante a condição de transformador operando a vazio.

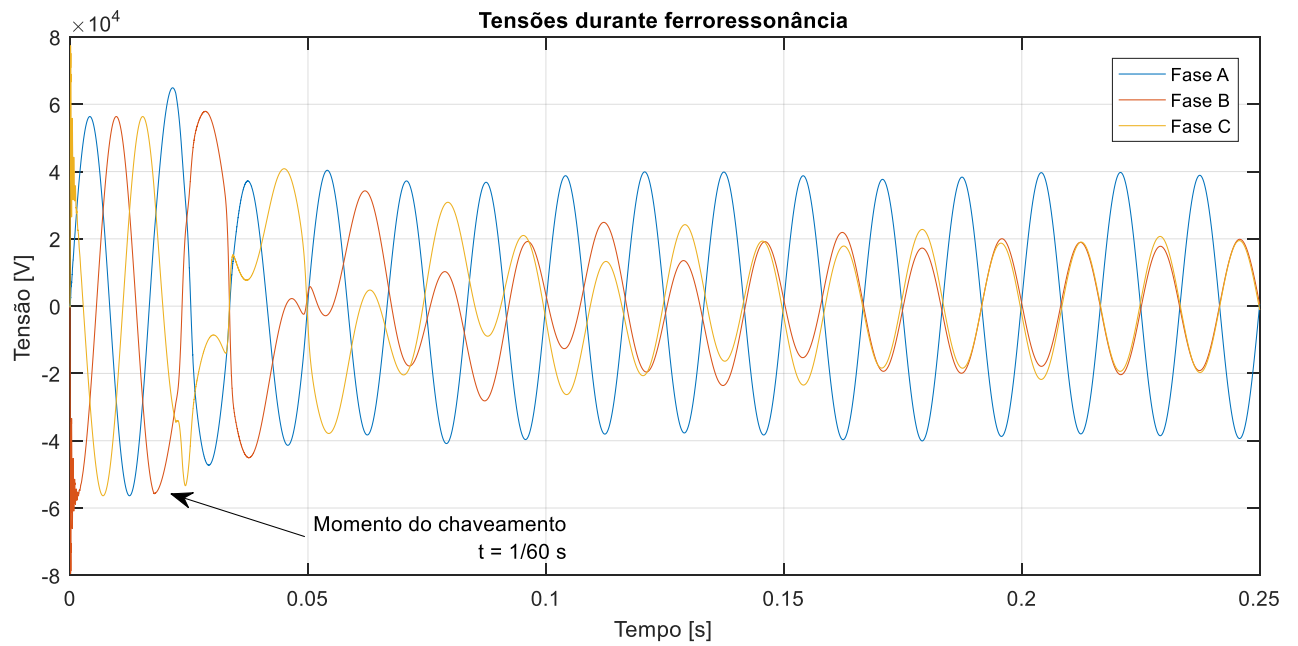
Figura 6.20 – Forma de onda de tensão e seus harmônicos no transformador de LF em ferorrressonância.



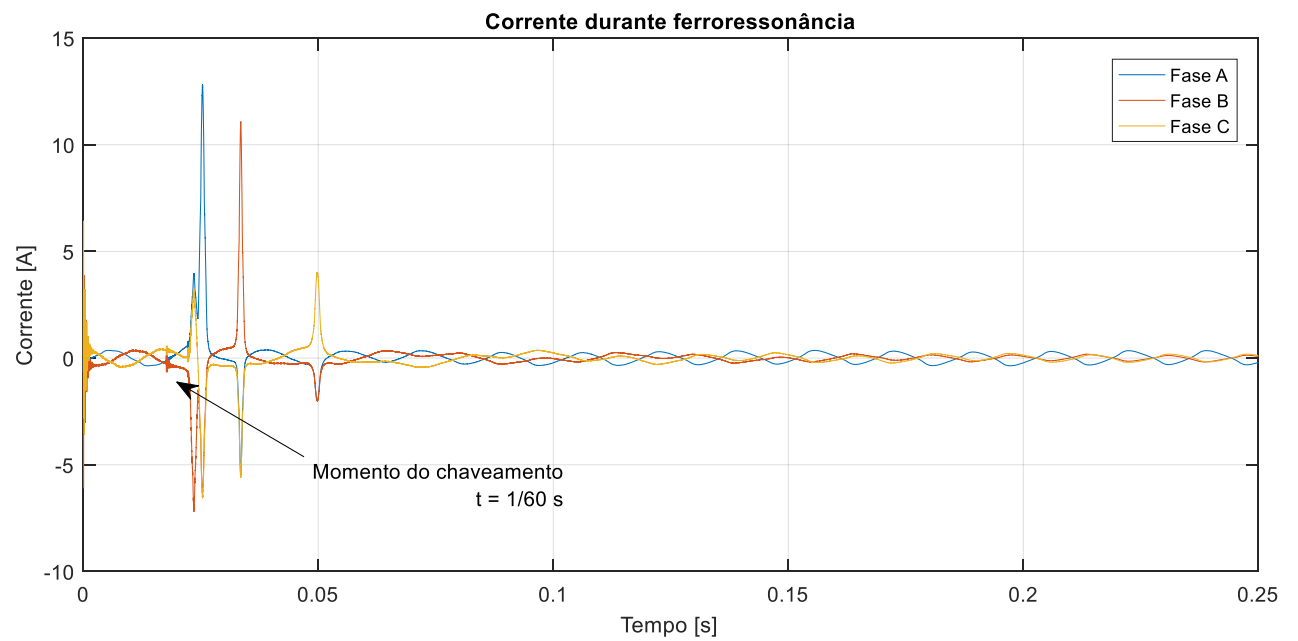
Fonte: Elaborado pela autora, 2025

Uma abordagem alternativa seria modificar a impedância de magnetização do modelo não-linear do transformador. A Figura 6.21 ilustra as curvas de fluxo, corrente e tensão nos terminais de alta tensão do transformador, considerando um aumento de 25% no número de espiras, enquanto o valor do capacitor no filtro RC permanece inalterado. Nessa simulação o chaveamento do disjuntor ocorre em 1/60 s. Nesse caso, é possível observar redução tanto na corrente quanto na tensão quando uma das fases permaneceu fechada e ocorreu a extinção da ferorrressonância.

Figura 6.21 – Simulação da ferroressonância com modelo não-linear do transformador de LF considerando aumento de 25% no número de espiras e com filtro RC (a) Tensão simulada no terminal de AT do transformador (b) Corrente simulada no terminal de AT do transformador.



(a)



(b)

Fonte: Elaborado pela autora, 2025

## 6.7 Conclusões

Neste capítulo, foram apresentadas alternativas para mitigar as falhas decorrentes dos transitórios de manobra e da ferorrressonância em transformadores de fornos elétricos. Constatou-se que, embora as soluções baseadas em utilização de eletrônica de potência ou resistores de pré-inserção sejam promissoras. No entanto, este estudo optou por focar em modificações no dimensionamento dos transformadores como uma abordagem a curto prazo.

Verificou-se que a indutância de magnetização é o parâmetro não linear responsável pelos elevados picos de sobretensões e sobrecorrentes provocados por transitórios de manobras em transformadores de fornos. No caso da ferorrressonância, além da indutância de magnetização do transformador, a capacitância do filtro RC também é relevante para caracterizar o fenômeno. Com o intuito de mitigar esses efeitos, este estudo propôs o aumento no valor da indutância de magnetização através de modificações do material do núcleo ou pelo ajuste da área da seção transversal do núcleo, ou ainda pelo aumento da quantidade de espiras da bobina. Esta última solução também se mostrou eficaz na atenuação dos efeitos da ferorrressonância, proporcionando uma redução das correntes e tensões de pico, e prevenindo a ocorrência de falhas devido à saturação excessiva do núcleo. Em todas as modificações de dimensionamento analisadas, observou-se redução das sobretensões e da saturação do núcleo. No entanto, é importante destacar que a implementação proposta acarreta aumento de peso do transformador e, conseqüentemente, de seu custo, o que deve ser considerado no estudo de viabilidade de aplicação prática.

Adicionalmente, foi evidenciada a importância de testes específicos de surto de manobra, a serem incorporados nas normas técnicas aplicáveis aos transformadores de forno. Tais testes permitiriam avaliar mais adequadamente o comportamento do transformador durante operações de chaveamento, possibilitando ajustes no dimensionamento para aumentar sua resistência a fenômenos transitórios.

# Capítulo 7

---

## 7 CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE

### 7.1 Conclusões

O principal objetivo deste trabalho foi utilizar um modelo desenvolvido para transformadores aplicados a fornos elétricos, que permitiu identificar e quantificar seu desempenho. Potenciais melhorias foram abordadas através de proposições de alterações no dimensionamento do transformador visando a mitigação de falhas provocadas por transitórios. Na revisão bibliográfica, foram apresentados os fundamentos e o estado da arte de transformadores de potência, abordando suas falhas, tipos, tecnologias e modelos consagrados. Posteriormente, foram apresentados os transformadores de Fornos a Arco e Fornos-Panela, tipos especiais de transformadores de potência aplicados à indústria siderúrgica. Foi investigada a forma de operação desses transformadores e os distúrbios a que estão suscetíveis. Neste trabalho foram apresentados os transitórios eletromagnéticos e as ferorrressonâncias, fenômenos de grande importância e que ainda causam falhas em transformadores de fornos.

As normas técnicas atuais foram analisadas e verificou-se que elas não contemplam procedimentos específicos de medições experimentais para avaliar a suportabilidade de transformadores de EAF e LF diante de distúrbios de surtos de manobra e ferorrressonância. Além disso, esses transformadores são projetados para suportar sobretensões inferiores aos valores do nível básico de isolamento (NBI). Isso ignora critérios de suportabilidade quando ocorrem múltiplos chaveamentos do disjuntor em sequência.

Foram analisados os modos de falha dos transformadores de EAF e LF associados a esses dois fenômenos. Verificou-se que os principais mecanismos envolvidos são o desgaste cumulativo do isolamento dielétrico e o acúmulo de cargas elétricas, que, ao longo do tempo, podem resultar na falha prematura do sistema isolante. Em situações de ferorrressonância, o transformador sofre saturação do núcleo, gerando formas de onda de corrente e tensão não senoidais com elevados valores. Isso resulta em elevadas perdas no núcleo e no cobre, resultando na elevação da temperatura, estando diretamente associada à pirólise do papel isolante e, conseqüentemente, a danos ao isolamento.

Com o objetivo de analisar os impactos desses transitórios, foi utilizado o modelo não linear para transformadores trifásicos, baseado nas diretrizes do Grupo II do CIGRE. Esse modelo é especialmente adequado para representar fenômenos em baixas frequências e transitórios de frentes de onda lenta, abaixo de 20 kHz. Os parâmetros foram obtidos por meio

de cálculo analítico, análise de elementos finitos com o *software* FEMM e testes realizados em campo. As diferenças entre os transformadores de forno e os transformadores de potência convencionais foram evidenciadas, com destaque para os valores de indutância e resistência, além das capacitâncias mais elevadas nos transformadores de forno. Por fim, foi proposto um modelo não-linear simplificado que incorpora os pontos de saturação da curva de magnetização acima de 2,0 T, adequado para a análise dos transitórios avaliados. Sua validação foi realizada por meio de simulações em elementos finitos e comparação com medições experimentais.

Foram também realizadas simulações computacionais para analisar os impactos dos distúrbios sob diversas condições operacionais. Os resultados mostraram que as sobretensões geradas pelos chaveamentos dos disjuntores a vácuo ocorrem antes da estabilização do fluxo e da corrente, efeito associado ao elevado valor da indutância de magnetização do transformador. No caso da ferorrressonância, foi confirmada a hipótese da presença desse fenômeno através da simulação de uma das fases fechada do disjuntor, enquanto as outras foram abertas. Evidenciou-se valores elevados e sustentados de corrente e tensão, até que algum sistema de proteção intervisse para promover o desarme.

Através da análise dos impactos mecânicos dos transitórios, realizada em simulações em *softwares* de elementos finitos, foi revelado um aumento nas forças mecânicas nos enrolamentos e nos condutores. No entanto, os valores observados ficaram abaixo dos limites suportados pelo transformador, que é projetado para suportar curtos-circuitos trifásicos no secundário. Por outro lado, verificou-se que, diferentemente dos transformadores de potência, o transformador de forno pode operar com o núcleo em regime de saturação durante transitórios de manobras e ferorrressonância. Esses fenômenos permanecem por períodos prolongados, o que resulta em aumento das perdas e elevação da temperatura. Essas saturações ocorrem de forma intensa e prolongada, exigindo a consideração da não linearidade da curva de magnetização, inclusive na faixa de alta saturação. Esse comportamento resulta em aumento das perdas e da temperatura, o que pode comprometer a vida útil do transformador e, em situações extremas, levar à sua falha.

Para minimizar os danos causados por esses distúrbios, propôs-se aumentar a indutância de magnetização não linear do transformador, por meio de modificação do aço silício do núcleo, ou do aumento a área da seção transversal do núcleo, ou, ainda, aumento do número de espiras da bobina. Constatou-se que essa última modificação contribui para a redução das sobretensões e da saturação do núcleo quando o transformador é submetido a transitórios de manobra. Essa alteração de dimensionamento provocou a redução das tensões e correntes

elevadas e sustentadas em situações de alimentação acidental em uma ou duas fases do disjuntor, prevenindo a ocorrência de ferroressonância.

Este trabalho apresenta como contribuição modelar o desempenho do transformador frente a transitórios através de um modelo não linear. Essa perspectiva permite identificar elementos chave de sua operação, que demandam alterações em seu projeto.

## 7.2 Propostas de Continuidade

Os objetivos principais e específicos deste trabalho foram devidamente alcançados. No entanto, a partir dos resultados apresentados, diversas possibilidades para aprofundamento e expansão dos conhecimentos sobre transformadores de fornos elétricos surgem, proporcionando novas oportunidades para futuras investigações. Assim, recomenda-se que estudos posteriores explorem as seguintes direções:

- **Estatística de falhas em transformadores de fornos elétricos:**

A literatura existente carece de um histórico detalhado das falhas em transformadores de fornos elétricos, pois a escassez de estudos a respeito, limita uma compreensão mais aprofundada das condições operacionais que contribuem para essas falhas. Pesquisas futuras poderiam focar na coleta e análise de dados reais de falhas, permitindo identificar padrões e condições específicas que favorecem a ocorrência desses eventos.

- **Desgastes cumulativos, envelhecimento e impacto no isolamento:**

Os desgastes cumulativos no isolamento, causados por descargas parciais geradas durante chaveamento repetitivo dos disjuntores, têm impacto significativo no desempenho e vida útil dos transformadores. Estudos mais detalhados sobre como esses desgastes afetam a resistência do isolamento ao longo do tempo, por meio de simulações de envelhecimento e dados experimentais, seriam de grande valor.

- **Testes normalizados para avaliação de degradação do isolamento:**

A proposição de testes normalizados que simulem os efeitos da degradação cumulativa do isolamento devido aos transitórios recorrentes representaria um avanço importante. A inclusão desses testes nas normas técnicas poderia possibilitar uma avaliação mais precisa da resistência dos transformadores em condições operacionais extremas e prolongadas, contribuindo para a definição de requisitos de dimensionamento mais específicos.

- **Medições de transitórios em campo:**

Realizar medições de transitórios diretamente em transformadores de EAF no campo seria fundamental para validar as simulações computacionais realizadas neste estudo. A disponibilização de dados reais sobre o comportamento dos transformadores em condições operacionais proporcionaria uma visão mais precisa sobre a eficácia dos modelos teóricos.

- **Desenvolvimento de algoritmos avançados para proteção contra ferrorressonância:**

A implementação de algoritmos avançados para relés de proteção que detectem e neutralizem rapidamente os efeitos da ferrorressonância é um passo importante para aumentar a confiabilidade dos transformadores. Estudos futuros poderiam focar no aprimoramento dos sistemas de proteção, garantindo a prevenção eficaz de falhas por ferrorressonância neste tipo de equipamento.

## REFERÊNCIAS

ABB. Special transformers: furnace and rectifier transformers – power transformers.

Disponível em:

<https://search.abb.com/library/Download.aspx?DocumentID=9AKK106103A8981&LanguageCode=en&DocumentPartId=&Action=Launch>. Acesso em: 20 jun. 2024.

ABB. Transmaster® VBT electric arc furnace switch. Disponível em:

[https://library.e.abb.com/public/5e095c3d87074c07904d82591fa7a28c/7TKK000014\\_JH%20VBT%20Furnace%20Switch%20BR\\_DGT.pdf](https://library.e.abb.com/public/5e095c3d87074c07904d82591fa7a28c/7TKK000014_JH%20VBT%20Furnace%20Switch%20BR_DGT.pdf). Acesso em: 07 jun. 2024.

ABDI, Abdullahi Ibrahim; WALKER, J. J.; DJEUMEN, Jules Simplicie. The Effect Of Cable Length On Ferroresonance In Low-Loss Distribution Transformers. In: Potchefstroom, South Africa: IEEE, 27 jan. 2021. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/9377234/>>. Acesso em: 17 jul. 2022

ABED, N. Y.; MOHAMMED, O. A. Modeling and Characterization of Transformers Internal Faults Using Finite Element and Discrete Wavelet Transforms. IEEE Transactions on Magnetics, v. 43, n. 4, p. 1425–1428, abr. 2007.

ABM. Fusão em Fornos Elétricos - Princípios de Funcionamentos de Fornos Elétricos: Forno a Arco Direto, a Arco Indireto, a Resistência; Forno a Indução e Forno Especiais Processo Duplex e Triplex. In: 1978.

ABNT NBR 5356. ABNT NBR 5356 - Norma Brasileira de Transformadores de Potência. ISBN 978-85-07-00873-6, 2007.

AHMAD, Ashfaq et al. Short Circuit Stress Analysis Using FEM in Power Transformer on H-V Winding Displaced Vertically & Horizontally. Alexandria Engineering Journal, v. 57, n. 1, p. 147–157, mar. 2018.

AJ, Christina et al. Causes of transformer failures and diagnostic methods – A review. Renewable and Sustainable Energy Reviews, v. 82, p. 1442–1456, fev. 2018.

AKDAG, A. et al. Effects of main transformer replacement on the performance of an electric arc furnace system. IEEE Transactions on Industry Applications, v. 36, n. 2, p. 649–658, abr. 2000.

ANDRADE, A. Sobretensões devidas à operação dos fornos elétricos a arco. Proteção dos equipamentos principais. [S.l.]: UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS, 1989. APERAM. Aços Elétricos de Grão Orientado Ficha Técnica H110-27, 2020.

ASBAN, Mohammad Reza et al. Designing Static VAr Compensator capacity to enhance power quality in electric arc furnaces. SIMULATION, v. 93, n. 6, p. 515–525, jun. 2017.

BALAJI, S. et al. Effect of Repeated Impulses on Transformer Insulation. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, v. 18, n. 6, p. 2069–2073, dez. 2011.

BALAN, Radu et al. Simulation of an electric arc furnace electrode position system. In: Vienna, Austria: 2007.

BARRA, Pedro. Estresse eletromecânico em transformadores sob o enfoque de curtos-circuitos assimétricos: uma abordagem analítica e computacional. [S.l.]: Universidade Federal de Uberlândia, 3 jul. 2017.

BAYLESS, Rich. Get Started with Elmer, 2023.

BECHARA, Ricardo. Análise de falhas de transformadores de potência. Mestrado em Sistemas de Potência—São Paulo: Universidade de São Paulo, 31 ago. 2010.

BELLO, JR. FUNDAMENTALS OF THE ELECTRIC ARC FURNACE. FUNDAMENTALS OF THE ELECTRIC ARC FURNACE, 1971.

BHONSLE, Deepak; ZAVERI, N.; KELKAR, R. Harmonic Survey of Typical Non-Linear Loads. 2008.

BIANCO, Andrea et al. HIGH PERFORMANCE SMART MV APPARATUS FOR ARC FURNACE APPLICATIONS. p. 5, 2019.

BJÖRKMAN, Bo; SAMUELSSON, Caisa. Recycling of Steel. In: Handbook of Recycling. [S.l.]: Elsevier, 2014. p. 65–83.

BONGIOLO, Guilherme Grazziotin. Análise de sobretensões transitórias causadas por manobras de disjuntores a vácuo. Mestrado em Sistemas de Potência—São Paulo: Universidade de São Paulo, 1 abr. 2019.

BOONSENG, C.; BOONSENG, R.; KULARBPHEETONG, K. Investigation of Failure and Fault Diagnosis of 120MVA Transformers for Electrical Arc Furnace Systems and Data Mining Surveillance Techniques. In: 2020 8TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON CONDITION MONITORING AND DIAGNOSIS (CMD). 2020 8th International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis (CMD). Phuket, Thailand: IEEE, 25 out. 2020. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/9287270/>>. Acesso em: 23 set. 2024

BOUORA, S.; BENTARZI, H. Ferroresonance Study Using False Trip Root Cause Analysis. Energy Procedia, v. 162, p. 306–314, abr. 2019.

BUIGUES, Garikoitz et al. Ferroresonance in three-phase power distribution transformers: Sources, consequences and prevention. In: 2007.

CANO-PLATA, Eduardo A.; SOTO-MARIN, Oscar J.; USTARIZ-FARFAN, Armando J. Life Assessment of Electric Arc Furnace Transformers. IEEE Transactions on Industry Applications, v. 53, n. 4, p. 4125–4135, jul. 2017.

CANO-PLATA, Eduardo A.; USTARIZ FARFAN, Armando J.; SOTO MARIN, Oscar J. Electric Arc Furnace Model in Distribution Systems. IEEE Transactions on Industry Applications, v. 51, n. 5, p. 4313–4320, set. 2015.

CARDOSO, J. Eletrotermia – Fornos Elétricos a Arco. [S.l.: S.n.].

CARDOSO, Marcelo Murta Gaspar. REATOR SÉRIE CHAVEADO POR TIRISTORES PARA FORNOS ELÉTRICOS A ARCO. [S.l.]: UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS, 2006.

CARVALHO, Eliane Bezerra de. Otimização da operação de fornos eletricos de arco direto. [S.l.]: Universidade Estadual de Campinas, 1998.

CARVALHO, Pedro Sérgio Landim de; MESQUITA, Pedro Paulo Dias; ARAÚJO, Elizio Damião G. de. Sustentabilidade da siderurgia brasileira: eficiência energética, emissões e competitividade.

CHAI, Seung-Hee et al. Extrapolating B-H Curve Data using Common Electrical Steel Characteristics for High Magnetic Saturation Applications. *Journal of Magnetism*, v. 20, n. 3, p. 258–264, 30 set. 2015.

CHARALAMBOUS, C. A. et al. 2-D Finite-Element Electromagnetic Analysis of an Autotransformer Experiencing Ferroresonance. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 24, n. 3, p. 1275–1283, jul. 2009.

CHEEMA, M. A. M. et al. A Novel Approach to Investigate the Quantitative Impact of Harmonic Currents on Winding Losses and Short Circuit Forces in a Furnace Transformer. *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 49, n. 5, p. 2025–2028, maio 2013.

CIGRE WG 33.02. GUIDELINES FOR REPRESENTATION OF NETWORK ELEMENTS WHEN CALCULATING TRANSIENTS, 1990.

CRU. A global perspective on decarbonisation policies and impacts on the steel industry, 2021.

CUNDEVA, Snezana; DIGALOVSKI, Mihail. Electric arc furnace transformer secondary circuit calculations. *Serbian Journal of Electrical Engineering*, v. 16, n. 2, p. 181–193, 2019.

D’AJUZ, Ary. Transitórios elétricos e coordenação de isolamento - aplicação em sistemas de potência e alta tensão. Rio de Janeiro, FURNAS, Universidade Federal Fluminense: EDUFF, 1987.

DANIELI AUTOMATION. Q-ONE SYSTEM EAF EFFICIENT ENERGY SOURCE THROUGH HI-PERFORMANCE POWER UNIT, 2017.

DAWOOD, Kamran; TURSUN, Semih. Numerical and experimental comparison of the no-load losses in the different grain-oriented electrical steel materials. *e-Prime - Advances in Electrical Engineering, Electronics and Energy*, v. 7, p. 100422, mar. 2024.

DECKMANN, S. K.; RABELO, G. F. A quality index based on voltage flicker and distortion evaluations. In: fev. 1997.

DEL VECCHIO, Robert M. et al. Transformer Design Principles: with applications to core-form power transformers. 3. ed. Taylor & Francis Group 6000 Broken Sound Parkway NW, Suite 300 Boca Raton, FL 33487-2742: CRC Press, 2017.

EL-BAGES, Mohamed et al. Overvoltage Transient Analysis of Vacuum Circuit Breaker Switched Arc Furnace Installation. International Journal of Scientific and Research Publications, ISSN 2250-3153, v. 5, p. 1–8, 1 set. 2015.

ELECTRICITY TRAINING ASSOCIATION. Power System Protection: Systems and Methods, Volume 2. [S.l.]: IET, 1995.

ELNADY, A.; SALAMA, M. M. A. A novel mitigation strategy for voltage fluctuations produced by arc furnace. In: maio 2003.

EPE. Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2019, ano base 2018. Disponível em: <[https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-160/topico-168/Anu%C3%A1rio\\_2019\\_WEB\\_alterado.pdf](https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-160/topico-168/Anu%C3%A1rio_2019_WEB_alterado.pdf)>.

EPE. Anuário Estatístico de Energia Elétrica 2024, ano base 2023.

FARANDA, Roberto; GIUSSANI, Marco; TESTIN, G. RC filter to protect industrial arc furnace transformers during switching-off. In: PROCEEDINGS OF THE 2ND IASME / WSEAS INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENERGY & ENVIRONMENT (EE'07). Anais... 2007.

FERRACCI, Ph. Ferroresonance. Disponível em: <<https://www.se.com/br/pt/download/document/ECT190/>>.

FERREIRA, Guilherme Celeghini. COMPARISON BETWEEN PROPRIETARY AND FREE PROGRAMS IN THE FIELD OF FEM STATIC SIMULATION. 2016.

FLANAGAN, Willian. Transformer Design and Application Handbook. 2. ed. [S.l.]: McGraw-Hill, Inc., 1993.

FLORKOWSKI, Marek et al. Overvoltage Impact on Internal Insulation Systems of Transformers in Electrical Networks with Vacuum Circuit Breakers. Energies, v. 13, n. 23, p. 6380, jan. 2020.

FONSECA, W. S.; LOPES, M. A. C. Análise de Esforços Eletromecânicos em Transformadores Amorfos através de Modelagem Computacional comparando à Norma IEC 60076-5. 2010.

FREIRE, Antonio Roseval F. COMPARAÇÃO DOS ESPECTROS DE FREQUÊNCIAS : FORMAS DE ONDA PADRONIZADAS x CALCULADAS. 2006.

FTATSI MBETMI, Guy-de-patience et al. Mathematical models of power transformers winding faults diagnosis based on voltage-current characteristics. International Journal of Engineering & Technology, v. 13, n. 1, p. 156–166, 27 maio 2024.

GAMBA, Renato; CREMASCHINI, Luca. Arc Furnace Transformer electrical parameters definition, design and maintenance. , 2017.

GARZON, Ruben D. High voltage circuit breakers: design and applications. [S.l.]: CRC Press, 2002.

GE. Power transformer and Reactors brochure.

GE GRID SOLUTIONS. Arc Furnace Power Transformers. Disponível em: <[https://www.gegridsolutions.com/products/brochures/power\\_transformers/eaf\\_transformers-brochure-en-2018-09-grid-ptr-0199.pdf](https://www.gegridsolutions.com/products/brochures/power_transformers/eaf_transformers-brochure-en-2018-09-grid-ptr-0199.pdf)>.

GERÇEK, Cem Özgür; KÖSE, Kemal Nadir; ÜNSAR, Özgür. Design, Implementation, and Operation of a New C-Type 2nd Harmonic Filter for Electric Arc and Ladle Furnaces. IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS, v. 47, n. 4, p. 13, 2011.

GREENWOOD, Allan. Electrical Transients In Power Systems. 2nd Edition ed. [S.l.: S.n.].

GRIGSBY, Leonard L. (ORG.). The Electric Power Engineering Handbook - Five Volume Set. 3. ed. Boca Raton: CRC Press, 2018.

GUSTAVSSON, R.; LUNDQVIST, B. Transient Overvoltages in Arc-Furnace Installations with Vacuum Switches. [S.l.]: ASEA, 1976.

HANG WANG; BUTLER, K. L. Modeling transformers with internal incipient faults. IEEE Transactions on Power Delivery, v. 17, n. 2, p. 500–509, abr. 2002.

HARLOW, James H. (ORG.). Electric power transformer engineering. Third ed. Boca Raton: CRC Press, 2017.

HEATHCOTE, Martin J.; FRANKLIN, D. P. The J & P transformer book: a practical technology of the power transformer. 12th ed ed. Oxford Boston: Newnes, 1998.

HITACHI. Liquid-filled Small Power Transformers.

HØIDALEN, Hans Kr.; ROCHA, Angelica C. O. Analysis of gray Box Modelling of Transformers, Electric Power Systems Research, v. 197, p. 107266, ago. 2021.

HUGHES, Baker. GE Solution - Direct Feed. 2013.

IEA. Iron and Steel Technology Roadmap - Towards more sustainable steelmaking.

IEA. World Energy Outlook 2024. 2024.

IEC 60076-3. Power Transformers Part 3. 2000.

IEC 60076-14. Power transformers - Part 14: Liquid-immersed power transformers using high-temperature insulation materials. [S.l.: S.n.]. Disponível em:

<[https://webstore.ansi.org/Standards/IEC/IEC6007614Ed2013?gclid=EAIaIQobChMI4\\_\\_g2fyA-QIVDUWRCh3AJg66EAAYASAAEgLQ2fD\\_BwE](https://webstore.ansi.org/Standards/IEC/IEC6007614Ed2013?gclid=EAIaIQobChMI4__g2fyA-QIVDUWRCh3AJg66EAAYASAAEgLQ2fD_BwE)>. Acesso em: 17 jul. 2022.

IEEE 519. IEEE Recommended Practice and Requirements for Harmonic Control in Electric Power Systems. [S.l.]: IEEE, 2014. Disponível em:

<<https://ieeexplore.ieee.org/document/6826459>>. Acesso em: 19 jul. 2022.

IEEE STD C57.12.90. IEEE\_Standard\_Test\_Code\_for\_Liquid\_Immer.pdf. [S.l.: S.n.].

IEEE STD C57.17-2012. IEEE Standard Requirements for Arc Furnace Transformers. [S.l.]: IEEE, 2012. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/6458970/>>. Acesso em: 17 jul. 2022.

IEEE STD C57.98. IEEE Guide for Transformer Impulse Tests. IEEE Std C57.98-2011 (Revision of IEEE Std C57.98-1993), p. 1–92, mar. 2012.

INSTITUTO AÇO BRASIL. A INDÚSTRIA DO AÇO NO BRASIL.

INSTITUTO AÇO BRASIL. Anuário Estatístico 2024.

INTECO GMBH. Have one eye on Ladle Furnance, 2012.

JESZENSZKY, Sandor. History of Transformers. v. 16, n. 12, p. 9–12, 1996.

JIN, Lan; KIM, Dowon; ABU-SIADA, Ahmed. State-of-the-art review on asset management methodologies for oil-immersed power transformers. *Electric Power Systems Research*, v. 218, p. 109194, maio 2023.

JONES, Rodney T. DC ARC FURNACES – PAST, PRESENT, AND FUTURE. p. 11, 2014.

JUNG, Kyungsub et al. Arc Stability Control of a High-Power Thyristor Rectifier System in a DC Arc Furnace. *IEEE Transactions on Power Electronics*, v. 29, n. 12, p. 6342–6351, dez. 2014.

KALIAPPAN, Gengadevi; RENGARAJ, Madavan. Aging assessment of transformer solid insulation: A review. *Materials Today: Proceedings*, v. 47, p. 272–277, 2021.

KATENDE, Francis; KATENDE, James. Determination of Per-Phase Equivalent Circuit Parameters of Three-Phase Transformer Using MATLAB/Simulink. In: 2022 IST-AFRICA CONFERENCE (IST-AFRICA). 2022 IST-Africa Conference (IST-Africa). Ireland: IEEE, 16 maio 2022. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/9845552/>>. Acesso em: 16 nov. 2024

KENNEDY, S. P. Design and application of semiconductor rectifier transformers. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 38, n. 4, p. 927–933, jul. 2002.

KIENAST, Andrea; CC, St. Active Power Feeder - A Grid-Friendly Power Supply for Electric Arc Furnaces. In: METEC. Anais... Germany: 2023.

KLADAS, A. G.; PAPADOPOULOS, M. P.; TEGOPOULOS, J. A. Leakage flux and force calculation on power transformer windings under short-circuit: 2D and 3D models based on the theory of images and the finite element method compared to measurements. *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 30, n. 5, p. 3487–3490, set. 1994.

KLOSS, Francis; STOBIAC, Vincent; KAZAKOV, Mikhail. SALOME 9: The open source integration for numerical simulation. , 2024. Disponível em: <<https://www.salome-platform.org/>>. Acesso em: 4 fev. 2024

KUMBHAR, G. B.; KULKARNI, S. V. Analysis of Short-Circuit Performance of Split-Winding Transformer Using Coupled Field-Circuit Approach. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 22, n. 2, p. 936–943, abr. 2007.

KURTZ, D. R.; SIMPSON, J. H. General Guidelines for Vacuum Circuit Breaker Application. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. IA-8, n. 4, p. 412–417, jul. 1972.

KUTIJA, Martina; PRAVICA, Luka. Effect of Harmonics on Ferroresonance in Low Voltage Power Factor Correction System—A Case Study. *Applied Sciences*, v. 11, n. 10, p. 4322, jan. 2021.

LASTRA, Raúl; BARBIERI, M. B. Fast transients in the operation of an induction motor with vacuum switches. 20 jul. 2022.

LAZZARI, Eleonora Fripp et al. A Comprehensive Review on Transient Recovery Voltage in Power Systems: Models, Standardizations and Analysis. *Energies*, v. 16, n. 17, p. 6348, 1 set. 2023.

LEÓN-MARTÍNEZ, Vicente et al. Load Losses and Short-Circuit Resistances of Distribution Transformers According to IEEE Standard C57.110. *Inventions*, v. 8, n. 6, p. 154, 8 dez. 2023.

MAIA, Thales A. C.; ONOFRI, Virna C. Survey on the electric arc furnace and ladle furnace electric system. *Ironmaking & Steelmaking*, v. 49, n. 10, p. 976–994, 26 nov. 2022.

MAKSIĆ, Miloš et al. Circuit Breaker Switching Transients at Arc Furnace Installation. In: *PROC. OF INT. CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS (IPST2009)*. Anais... 2009.

MARCHI, B. et al. Product-service System for Sustainable EAF Transformers: Real Operation Conditions and Maintenance Impacts on the Life-cycle Cost. *Procedia CIRP*, v. 47, p. 72–77, 2016.

MARK OSBORNE et al. The Impact of Ferroresonance and Low Frequency Phenomena on Power Transformers and Transmission systems. *Journal of Energy - Energija*, v. 59, n. 1–4, p. 90–96, 22 ago. 2022.

MARTIGNONI, Alfonso. *Transformadores*. 8th. ed. Porto Alegre: Editora Globo, 2003.

MARTINEZ-VELASCO, Juan A. (ORG.). *Power system transients: parameter determination*. Boca Raton, FL: CRC Press, 2017.

MEEKER, David. Finite Element Method Magnetics - Version 4.2 User's Manual. , 30 jan. 2018.

MEIRA, Matias et al. Power transformers monitoring based on electrical measurements: state of the art. IET Generation, Transmission & Distribution, v. 12, n. 12, p. 2805–2815, jul. 2018.

MENDIS, S. R.; GONZALEZ, D. A. Harmonic and transient overvoltage analyses in arc furnace power systems. IEEE Transactions on Industry Applications, v. 28, n. 2, p. 336–342, mar. 1992.

METWALLY, Ibrahim. Failures, Monitoring and New Trends of Power Transformers. IEEE Potentials, v. 30, n. 3, p. 36–43, maio 2011.

MIKHAK-BEYRANVAND, Morteza et al. Electromagnetic and thermal behavior of a single-phase transformer during Ferroresonance considering hysteresis model of core. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, v. 121, p. 106078, out. 2020.

MITSUBISHI ELECTRIC. Mitsubishi Vacuum Interrupters - High reability. Disponível em: <<https://www.mitsubishielectric.com/eig/energysystems/products/switchgear/pdf/VS05.pdf>>.

MOGHADDAMI, Masood; MOGHADASI, Amir; SARWAT, Arif I. An algorithm for fast calculation of short circuit forces in high current busbars of electric arc furnace transformers based on method of images. Electric Power Systems Research, v. 136, p. 173–180, jul. 2016.

MOGHADDAMI, Masood; SARWAT, Arif I. Effective magnetic shielding in electric arc furnace transformers using interphase wall shunts. In: Miami, FL, USA: IEEE, maio 2017. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/8002264/>>. Acesso em: 17 jul. 2022

MR. Steel Production - MR Solutions for your Efficient Steel Production. Disponível em: <[https://www.highvolt.de/PortalData/1/Resources/rg/sectors\\_and\\_applications/F0269801\\_EN\\_Anwendung\\_Stahl.pdf](https://www.highvolt.de/PortalData/1/Resources/rg/sectors_and_applications/F0269801_EN_Anwendung_Stahl.pdf)>.

NAJGEBAUER, Mariusz. Advances in contemporary soft magnetic materials – a review. In: 2023 10TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL, ELECTRONIC AND COMPUTING ENGINEERING (ICETRAN). 2023 10th International Conference on Electrical, Electronic and Computing Engineering (IcETRAN). East Sarajevo, Bosnia and Herzegovina: IEEE, 5 jun. 2023. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/10192209/>>. Acesso em: 29 set. 2024

NBR 5356-5. ABNT NBR 5356-5: Transformadores de potência: parte 5: capacidade de resistir a curtos-circuitos. Abnt, , 2 dez. 2015.

NIKOLAEV, A. A. et al. Analysing of the Trip Current Influence in EAF's Furnace Transformer Under Load on the Appearance of Switching Overvoltages. In: 2023 RUSSIAN WORKSHOP ON POWER ENGINEERING AND AUTOMATION OF METALLURGY INDUSTRY: RESEARCH & PRACTICE (PEAMI). 2023 Russian Workshop on Power Engineering and Automation of Metallurgy Industry: Research & Practice (PEAMI).

Magnitogorsk, Russian Federation: IEEE, 29 set. 2023. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/10299908/>>. Acesso em: 16 set. 2024

NIPPON STEEL CORPORATION. Manual Aço Nippon HI-B. , 2019.

OKABE, S. Voltage-time and voltage-number characteristics of insulation elements with oil-filled transformers in EHV and UHV classes. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, v. 13, n. 2, p. 436–444, abr. 2006.

OKABE, Shigemitsu. Evaluation of breakdown characteristics of oil-immersed transformers under non-standard lightning impulse - insulation characteristics for non-standard lightning impulse waveforms with oscillations. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, v. 14, n. 3, p. 679–688, jun. 2007.

OLIVEIRA, J. C.; SOUTO, O. C. N.; VILAÇA, A. L. A. A real case of current chopping overvoltage. n. IPST'99 – International Conference of Power System Transient, 1999.

ONOFRI, Virna C.; MAIA, Thales A. C. Fault Analysis of a Ladle Furnace Transformer caused by Switching Transient and Ferroresonance. In: 2022 INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING AND EMERGING TECHNOLOGIES (ICEET). 2022 International Conference on Engineering and Emerging Technologies (ICEET). Kuala Lumpur, Malaysia: IEEE, 27 out. 2022. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/10007117/>>. Acesso em: 21 set. 2024

PACIFIC CREST TRANSFORMERS. Electric Arc Furnaces. Disponível em: <[https://assets.website-files.com/5dc3329c429c1a9866f49d34/5e370ec4a3d85b256722493e\\_Electric%20Arc%20Furnaces.pdf](https://assets.website-files.com/5dc3329c429c1a9866f49d34/5e370ec4a3d85b256722493e_Electric%20Arc%20Furnaces.pdf)>.

PAITHANKAR, Y. G.; BHIDE, S. R. Fundamentals of Power System Protection. SECOND EDITION ed. [S.l.]: PHI, 2013.

PAL, Rajat Shubhra; ROY, Madhab. Investigation on the Occurrence of Ferroresonance with the Variation of Core Loss of a Transformer using Nonlinear Dynamic Model of the Transformer. In: 2021 7TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRICAL ENERGY SYSTEMS (ICEES). 2021 7th International Conference on Electrical Energy Systems (ICEES). Chennai, India: IEEE, 11 fev. 2021. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/9383708/>>. Acesso em: 20 set. 2024

PATIL, Atul Jaysing; SINGH, Arush; JARIAL, Raj Kumar. An Integrated Fuzzy based Online Monitoring System for Health Index and Remnant Life Computation of 33 kV Steel Mill Transformer. 2020.

PEREIRA, Marco Polo. Ressonância e Ferrorressonância em Sistemas Elétricos. *Furnas Centrais Elétricas*, p. 10, 2000.

PEREZ PINEDA, Ramon; RODRIGUES, Roberto; AGUILA TELLEZ, Alexander. Analysis and Simulation of Ferroresonance in Power Transformers using Simulink. *IEEE Latin America Transactions*, v. 16, n. 2, p. 460–466, fev. 2018.

PIRES CORRÊA, Henrique; HENRIQUE TELES VIEIRA, Flávio. An Approach to Steady-State Power Transformer Modeling Considering Direct Current Resistance Test Measurements. *Sensors*, v. 21, n. 18, p. 6284, 19 set. 2021.

PIRES, Igor A.; CARDOSO, Marcelo Murta G.; CARDOSO FILHO, Braz J. An Active Series Reactor for an Electric Arc Furnace: A Flexible Alternative for Power-Flow Control. *IEEE Industry Applications Magazine*, v. 22, n. 5, p. 53–62, set. 2016.

POPOV, M.; ACHA, E. Overvoltages due to switching off an unloaded transformer with a vacuum circuit breaker. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 14, n. 4, p. 1317–1326, out. 1999.

PRIMETALS. Notícias - ACCIAIERIA ARVEDI EMITE CERTIFICADO DE ACEITAÇÃO FINAL PARA FORNO ELÉTRICO A ARCO DA PRIMETALS TECHNOLOGIES. Disponível em: <<https://www.primetals.com/pt/imprensa-midia/noticias/acciaieria-arvedi-issues-final-acceptance-certificate-for-electric-arc-furnace-from-primetals-technologies>>. Acesso em: 17 jul. 2022.

PRIMETALS. ACTIVEFEED-New System for Highly Efficient Power Input to EAF. In: AISTECH 2021 – THE IRON & STEEL TECHNOLOGY CONFERENCE AND EXPOSITION. Anais... Nashville, Tennessee, USA: 2022.

QUAL-TECH ENGINEERS. Surge Protection of Arc Furnace Transformers. , 2000.

RAMIREZ, Juan Manuel Villanueva. Optimized Insulation Design of Power Transformer Windings under Fast Voltage Pulses. [S.l.]: Western Michigan University, 2021.

RAMOS, Rodrigo Alves. Otimização do Processo de Fusão e Refino Primário através de Análises Estatísticas de Parâmetros Elétricos e de Processos em Forno Elétrica a Arco. [S.l.]: UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ, 2019.

RAO, Dantam K.; KUPTSOV, Vladimir. Effective Use of Magnetization Data in the Design of Electric Machines With Overfluxed Regions. *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 51, n. 7, p. 1–9, jul. 2015.

RENZ, Roman et al. Vacuum interrupters-sealed for life. n. 19th International Conference on Electricity Distribution, 2007.

REZAEALAM, Behrooz; NOROUZI, Behzad. Investigating Ferroresonance Phenomenon in a Single-Phase Transformer with the Effect of Magnetic Hysteresis. *Indonesian Journal of Electrical Engineering and Computer Science*, v. 2, n. 2, p. 248, 1 maio 2016.

RIES, Walter. Fornos a arco: análise e projeto do sistema elétrico. [S.l.]: EDIPUCRS, 2001.

RIES, Walter. TRANSFORMADORES FUNDAMENTOS PARA O PROJETO E CÁLCULO. Porto Alegre: EDIPUCRS, 2007.

ROSSI, Daniel. INFLUÊNCIA DA PROPORÇÃO ENTRE AS VAZÕES DE OXIGÊNIO E GÁS NATURAL DO SISTEMA DE INJEÇÃO NA EFICIÊNCIA ENERGÉTICA DE UM FORNO ELÉTRICO A ARCO. [S.l.]: UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL, 2014.

ROYCHOWDHURY, Rajarshi et al. Stepping Up to the Future With Power Transformers: Power Transformer Asset Management Strategies: State of the Art and Recommendations for the Future. *IEEE Power and Energy Magazine*, v. 21, n. 2, p. 40–50, mar. 2023.

SABINO, Daniel. Energy and Electrodes Savings for Arc Furnances Through High Power Electronics Direct Supply Control. In: *ABM - 52° SEMINAR ON STEELMAKING, CASTING AND NON-FERROUS METALLURGY*. Anais... São Paulo - Brasil: 2023.

SALON, S.; LAMATTINA, B.; SIVASUBRAMANIAM, K. Comparison of assumptions in computation of short circuit forces in transformers. *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 36, n. 5, p. 3521–3523, set. 2000.

SAMET, Haidar; GHANBARI, Teymoor; GHASARI, Jafar. Maximizing the transferred power to electric arc furnace for having maximum production. *Energy*, v. 72, p. 752–759, ago. 2014.

SAMET, Haidar; GHANBARI, Teymoor; GHASARI, Jafar. Maximum Performance of Electric Arc Furnace by Optimal Setting of the Series Reactor and Transformer Taps Using a Nonlinear Model. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 30, n. 2, p. 764–772, abr. 2015.

SANTOS, M. E.; SANTOS, M. I. C.; ONOFRI, V. C. Performance analysis of the RC clampers in switching off no load arc furnace transformers. In: abr. 2010.

SANTOSO, Surya et al. Modeling Ferroresonance Phenomena in an Underground Distribution System. p. 6, 2001.

SARAIVA, Elise et al. Adjustments for a Three-Phase Distribution Transformer Two-Dimensional Representation with Finite Element Method. 2010.

SCATIGGIO, Fabio et al. Natural Ester Filled Furnace Transformers. In: 2024 AEIT INTERNATIONAL ANNUAL CONFERENCE (AEIT). 2024 AEIT International Annual Conference (AEIT). Trento, Italy: IEEE, 25 set. 2024. Disponível em: <<https://ieeexplore.ieee.org/document/10736852/>>. Acesso em: 29 dez. 2024

SCHNEIDER ELECTRIC. VXC High - Indoor Vacuum Circuit Breaker for high ratings up to 75,000 Operating Cycles. Disponível em: <[https://download.schneider-electric.com/files?p\\_enDocType=Brochure&p\\_File\\_Name=NRJED311039EN%28web%29.pdf&p\\_Doc\\_Ref=NRJED311039EN&\\_ga=2.25735998.2097277713.1658192221-1085797191.1658069077](https://download.schneider-electric.com/files?p_enDocType=Brochure&p_File_Name=NRJED311039EN%28web%29.pdf&p_Doc_Ref=NRJED311039EN&_ga=2.25735998.2097277713.1658192221-1085797191.1658069077)>.

SEKER, Mustafa et al. Power Quality Measurement and Analysis in Electric Arc Furnace for Turkish Electricity Transmission System. *Elektronika ir Elektrotechnika*, v. 23, n. 6, p. 25–33, 19 dez. 2017.

SEKER, Mustafa; MEMMEDOV, Arif. An Experimental Approach for Understanding V-I Characteristic of Electric Arc Furnace Load. *ELEKTRONIKA IR ELEKTROTEHNIKA*, v. 23, n. 3, p. 6, 2017.

SHIPP, David D. et al. Vacuum Circuit Breaker Transients During Switching of an LMF Transformer. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 48, n. 1, p. 37–44, jan. 2012.

SIEMENS. 3AH4 Vacuum Circuit-Breakers. Disponível em:  
<<https://assets.new.siemens.com/siemens/assets/api/uuid:0852133c-3cef-42fb-9ee6-fbfea9de3706/catalogo-3ah4-en.pdf>>.

SIEMENS. Power transformers from 30 to over 1300MVA. Disponível em:  
<<https://www.siemens-energy.com/global/en/home/products-services/product/power-transformers.html>>.

SIEMENS. 3AH4 Arc Furnace Circuit Breaker.

SILSUPUR, Murat; TURKAY, Belgin Emre. Determination of Flicker Contribution Level by Using Proposed Index. *Elektronika ir Elektrotehnika*, v. 24, n. 2, p. 18–26, 24 abr. 2018.

SILVA, André Luiz V. da Costa. Capítulo 7 Forno Elétrico a Arco. In: [S.l.: S.n.].

SILVA, Antonio; HULTQVIST, Lars; WILK-WILCZYNSKI, Aleksander. SUPPLY SYSTEM DESIGN AND POWER QUALITY ASPECTS Power Quality leads to improved production and. , 1996.

SIMA, Wenxia et al. Study on the accumulative effect of repeated lightning impulses on insulation characteristics of transformer oil impregnated paper. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, v. 21, n. 4, p. 1933–1941, ago. 2014.

SIMA, Wenxia et al. Effect of space charge on the accumulative characteristics of oil paper insulation under repeated lightning impulses. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, v. 22, n. 5, p. 2483–2490, out. 2015.

SINGH, Arush et al. Reliability Modelling and Simulation for Assessment of Electric Arc Furnace Transformers. In: 2020 IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPUTING, POWER AND COMMUNICATION TECHNOLOGIES (GUCON). 2020 IEEE International Conference on Computing, Power and Communication Technologies (GUCON). Greater Noida, India: IEEE, 2 out. 2020. Disponível em:  
<<https://ieeexplore.ieee.org/document/9231147/>>. Acesso em: 10 set. 2024

SINGH, G. Power system harmonics research: a survey. p. 151–172, 2009.

SINGH, Jaspreet; SINGH, Sanjeev. Transformer Failure Analysis:Reasons and Methods. *International Journal of Engineering Research*, v. 4, n. 15, 2016.

SLUIS, Lou van der. Transients in power systems. Chichester ; New York: Wiley, 2001.

SUN, Potao et al. Accumulative effect of repeated lightning impulses on transformer insulation: mechanism analysis. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, v. 23, n. 4, p. 2430–2437, ago. 2016.

SUN, Potao et al. Review of accumulative failure of winding insulation subjected to repetitive impulse voltages. *High Voltage*, v. 4, n. 1, p. 1–11, mar. 2019.

SUTHERLAND, Peter E.; VALDES, Marcelo E. SNUBBER DESIGN FOR TRANSFORMER PROTECTION. 2014.

TENBOHLEN, S.; JAGERS, J.; VAHIDI, F. CIGRE WG A2.37 - Standardized Survey of Transformer Reliability. 2017.

TESTA, Marco et al. TOWARDS SMART DIGITAL CIRCUIT BREAKERS ENABLING ADVANCED CONTROL AND DIAGNOSTIC FEATURES. p. 5, 2019.

THOMAS & BETTS. Transmaster® VBT electric arc furnace switch. Disponível em: <[https://library.e.abb.com/public/5e095c3d87074c07904d82591fa7a28c/7TKK000014\\_JH%20VBT%20Furnace%20Switch%20BR\\_DGT.pdf](https://library.e.abb.com/public/5e095c3d87074c07904d82591fa7a28c/7TKK000014_JH%20VBT%20Furnace%20Switch%20BR_DGT.pdf)>.

TOMASOVIĆ TEKLIĆ, Ana; PERIŠA, Ivan; ŠKRLEC, Davor. Impact of the new electric arc furnace on the level of flicker in surrounding transmission and distribution power system. *Renewable Energy and Power Quality Journal*, p. 901–905, mar. 2013.

TORABIAN ESFAHANI, Mehdi; VAHIDI, Behrooz. A New Stochastic Model of Electric Arc Furnace Based on Hidden Markov Model: A Study of Its Effects on the Power System. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 27, n. 4, p. 1893–1901, out. 2012.

TOSHIBA. The VJB Series - High Frequency Switching Type Vacuum Circuit Breaker for Arc Furnaces. Disponível em: <<https://files.valinonline.com/userfiles/documents/toshiba-vjb-vacuum-circuit-breakers.pdf>>.

TRENCH GROUP. Air Core Series Reactors - Trench Group. , 2021. Disponível em: <<https://trench-group.com/products/air-core-series-reactors/>>. Acesso em: 18 jul. 2022

UMENEI, A. E.; MELIKHOV, Y.; JILES, D. C. Models for Extrapolation of Magnetization Data on Magnetic Cores to High Fields. *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 47, n. 12, p. 4707–4711, dez. 2011.

UPADHYAY, Chaitanya. A study of life time management of Power Transformers at E. ON's Öresundsverket, Malmö. [S.l.]: CODEN: LUTEDX/TEIE, 2012.

UZ-LOGOGLU, Eda; SALOR, Ozgul; ERMIS, Muammer. Real-Time Detection of Interharmonics and Harmonics of AC Electric Arc Furnaces on GPU Framework. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 55, n. 6, p. 6613–6623, nov. 2019.

VACUUM ELECTRIC SWITCH CO. Vacuum Electric Switch Catalog. Disponível em: <<https://vacumelectricswitch.com/wp-content/uploads/2021/03/VESCO-Catalog.pdf>>.

VALVERDE, V. et al. Ferroresonance in voltage transformers: Analysis and Simulations. *Renewable Energy and Power Quality Journal*, v. 1, n. 05, p. 465–471, mar. 2007.

VAN CRAENENBROECK, Thierry et al. Detailed study of fast transient phenomena in transformers and substations leading to an improved system design. In: 1999.

VOLLET, C.; DE METZ-NOBLAT, B. Vacuum Circuit Breaker Model : Application Case to Motors Switching. *Proceedings of the International Conference on Power Systems Transients (IPST'07)*, p. 6, 2007.

WAGNER, V. E. et al. Effects of harmonics on equipment. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 8, n. 2, p. 672–680, abr. 1993.

WAGNER, Van. Experimental Evaluation of Switching Induced Transformer Resonance Mitigation. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 54, n. 4, p. 3165–3169, jul. 2018.

WANG, Tiejun et al. Performance and Design Analysis on Round-Shaped Transformers Applied in Rectifier Systems. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, v. 64, n. 2, p. 948–955, fev. 2017.

WHITE, Richard S.; DIONISE, Thomas J.; BARON, Jeffrey A. Design, Analysis, and Operation of the Electrical Distribution System for a Modern Electric Arc Furnace and Ladle Melt Furnace. *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 46, n. 6, p. 2267–2275, nov. 2010.

WORLD STEEL ASSOCIATION. *Energy Use in the Steel Industry*, 2014.

WORLD STEEL ASSOCIATION. *2024 World Steel in Figures*.

WORLDSTEEL ASSOCIATION. *Overview of the Steelmaking Process*.

YIN, Weijun; IRWIN, Patricia; SCHWEICKART, Daniel. Dielectric Breakdown of Polymeric Insulations Aged at High Temperatures. In: 2008 IEEE INTERNATIONAL POWER MODULATORS AND HIGH VOLTAGE CONFERENCE (IPMC). 2008 IEEE International Power Modulators and High-Voltage Conference. Las Vegas, NV, USA: IEEE, maio 2008. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/4743713/>>. Acesso em: 25 out. 2022

YOKOKURA, K. et al. Capacitor switching capability of vacuum interrupter with CuW contact material. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 10, n. 2, p. 804–810, abr. 1995.

YUASA, Goro et al. Refining practice and application of the ladle furnace (LF) process in Japan. *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, v. 24, n. 5, p. 412–418, 1984.

YUXI MACHINERY. Scrap Metal Crusher\_yuxi-shredder Yuxi Machinery Equipment(zhengzhou) Co.,Ltd. Disponível em: <<http://www.yuxi-shredder.com/pro/jspsj/scrap-metal-crusher.html>>. Acesso em: 17 jul. 2022.

ZHANG, Z.; FAHMI, N. R.; NORRIS, W. T. Flicker analysis and methods for electric arc furnace flicker (EAF) mitigation (a survey). In: set. 2001.

ZHANG, ZIWEI. High Frequency Finite Element Modeling and Condition Assessment of Power Transformers. [S.l.]: University of Liverpool, 2015.

ZHAO, D. et al. Finite Element Analysis of Physical Properties of New Transformer Core Materials. In: THE PROCEEDINGS OF 2023 4TH INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON INSULATION AND DISCHARGE COMPUTATION FOR POWER EQUIPMENT (IDCOMPU2023). Anais... 2024.

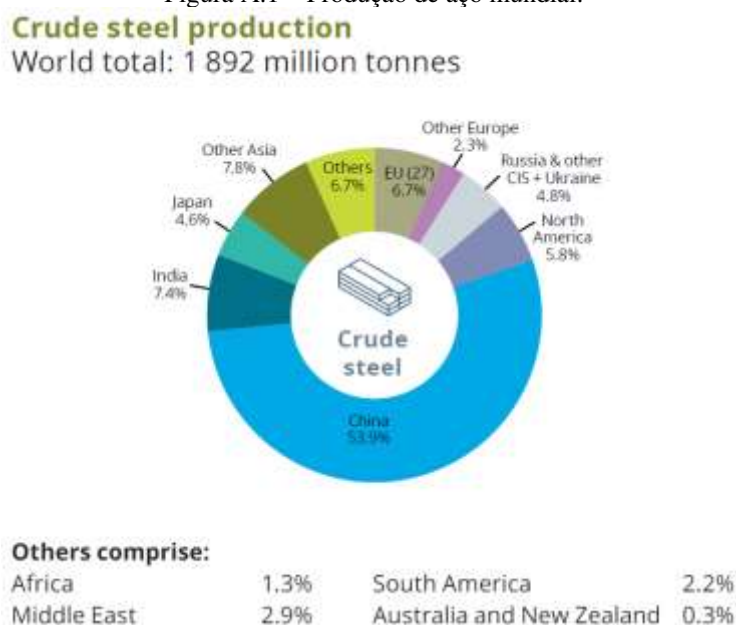
ZOU, Mi. Accurate simulation model for a three-phase ferroresonant circuit in EMTP–ATP. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, v. 107, p. 68–77, 1 maio 2019.

ZUNINO, Stefano; SFORNA, Marino; FERRARI, Fabrizio. High Voltage Power Transformers: State of the art and technological innovations. [S.l.: S.n.].

## APÊNDICE A – REVISÃO DO PROCESSO DO EAF E LF

A atividade siderúrgica é tipicamente relacionada ao desenvolvimento econômico de um país. Sua importância se estende pela construção de infraestrutura e produção de equipamentos para outros setores da economia. Em 2023, a quantidade de aço produzida em todo o mundo atingiu 1892 milhões de toneladas, conforme mostrado na Figura A.1. A China lidera a produção mundial, sendo responsável por, aproximadamente, 53,9% do total, seguida pela Índia, com uma produção quase oito vezes menor. A América Latina também se destaca, sobretudo por conta do Brasil, que ocupa a 9ª posição no *ranking* global, com cerca de 1,68% da produção mundial (World Steel Association, 2024).

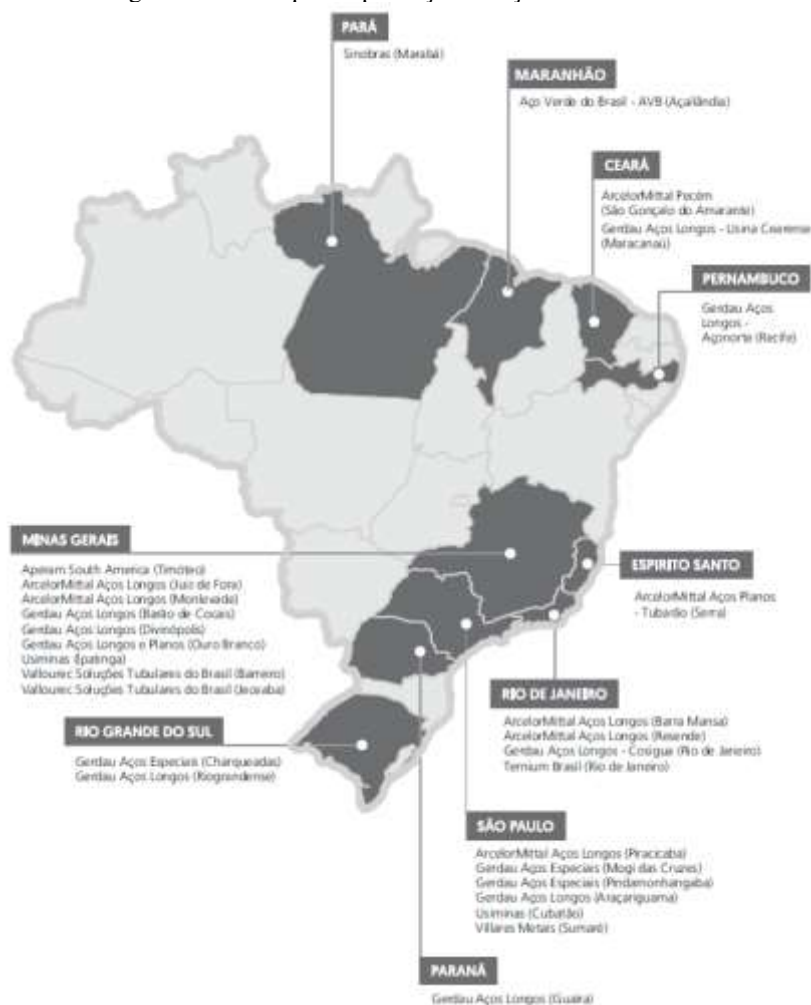
Figura A.1 – Produção de aço mundial.



Fonte: (World Steel Association, 2024)

O parque produtor de aço no Brasil é composto por 30 usinas siderúrgicas, distribuídas por 10 estados, tendo grande concentração na região Sudeste, conforme ilustrado na Figura A.2. Cerca de 92% da produção de aço nacional é realizada nesta região (Instituto Aço Brasil, 2024). O estudo apresentado é orientado, principalmente, pelas instalações brasileiras.

Figura A.2 – Parque de produção de aço do Brasil.



Fonte: (Instituto Aço Brasil, 2024)

A indústria siderúrgica é uma grande consumidora de energia elétrica. Em 2023, a classe industrial representou 35,4% do consumo final do total de energia elétrica no Brasil, sendo que o setor metalúrgico é responsável por aproximadamente 25,8% desse valor (EPE, 2024). Na siderurgia, os processos mais intensivos em energia elétrica são a aciaria elétrica, seguida pelos convertedores a oxigênio (*Basic Oxygen Furnace* – BOF ou *Linz Donawitz* – LD), que foram as cidades onde os primeiros BOF foram implementados, e a laminação a quente. A soma do consumo de energia elétrica em aciaria elétrica e em BOF/LD respondeu por, aproximadamente, 46% do consumo total de energia elétrica na produção do aço. Fornos Elétricos a Arco (ou *Electric Arc Furnace* - EAF) representam cerca de 14% do total dos custos de produção de uma usina semi-integrada devido à energia elétrica. Entretanto, no contexto de produção de uma unidade integrada a coque, esse custo representa apenas 3% (Carvalho; Mesquita; Araújo, 2015b).

Existem basicamente duas rotas tecnológicas para a produção de aço, com algumas variações e combinações possíveis. A mais comum é a produção de aço em usinas integradas a partir de minério de ferro. A segunda utiliza basicamente sucata em usinas semi-integradas (Instituto Aço Brasil, 2024; Ramos, 2019; Rossi, 2014; World Steel Association, 2024).

A planta integrada, que opera com Alto-Forno a Coque (*Blast Furnace* – BF) Forno Básico de Oxigênio (*Blast Oxygen Furnace* - BOF), possui as três fases básicas de produção: redução, refino e conformação mecânica. O BF-BOF, identificado na Figura A.3 como “Siderurgia de Alto-Forno”, é o processo de redução em que o aço é obtido a partir de minério de ferro, utilizando carvão mineral ou vegetal como agente redutor. O produto dos Altos-Fornos é o ferro-gusa, que, posteriormente, é transformado em aço a partir dos Conversores LD, nomeados devido às cidades austríacas Linz e Donawitz, onde os primeiros BOFs foram implantados. Nos LDs ou BOFs, o ferro-gusa é oxidado por meio de fluxo controlado de oxigênio para gerar aço e escória. Em algumas usinas, há Fornos-Panela responsáveis por ajustar a composição química e a temperatura do aço proveniente do BOF. Após o refino secundário, como é conhecido, o aço é enviado para o lingotamento contínuo para ser solidificado, sendo o produto obtido classificado como semiacabado. Em seguida, passa pelo processo de conformação mecânica para adquirir sua forma final (Instituto Aço Brasil, 2024; Ramos, 2019; Rossi, 2014; World Steel Association, 2024).

A planta semi-integrada, por outro lado, possui uma característica de produção mais compacta, com a inexistência de Alto-Forno, conforme ilustrado no lado direito da Figura A.3. É descrito como “*Electric Arc Furnace Steelmaking*”, ou EAF. As usinas semi-integradas realizam normalmente as duas últimas fases do processo, conhecidas como refino e conformação mecânica. Nesse contexto, utilizam a eletricidade como principal fonte de energia, e a sucata ferrosa como principal matéria-prima, mas também podem utilizar o ferro altamente metalizado, chamado de ferro de redução direta (DRI), que atualmente não é produzido no Brasil. Esse processo se adapta muito bem a mercados regionais com demanda limitada, que devem ter preços competitivos (Ries, 2001).

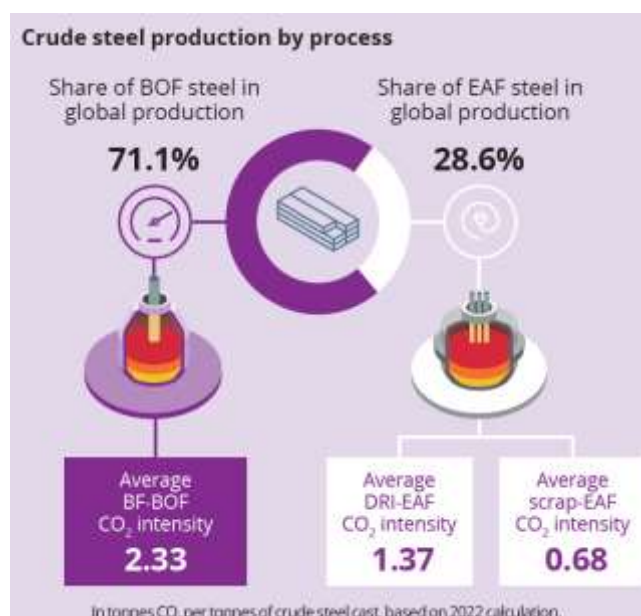
Figura A.3 – Fluxograma simplificado dos principais processos de fabricação de aço.



Fonte: (Worldsteel Association, 2020)

Embora a quantidade de aço criada a partir da sucata esteja aumentando constantemente em todo o mundo, sempre haverá a necessidade de produzir aço usando minério de ferro e carvão coqueificável. Assim, ambas as rotas, semi-integradas e integradas, podem produzir aço. Conforme a Figura A.4, aproximadamente 71,1% do aço é produzido pela rota BF-BOF (usinas integradas), enquanto 28,6% é produzido pela rota EAF em usinas semi-integradas (World Steel Association, 2024). No Brasil, o número de usinas integradas é ainda maior, alcançando 85,2% em plantas integradas (Instituto Aço Brasil, 2024).

Figura A.4 – Produção de aço bruto por processo.



Fonte: (World Steel Association, 2024)

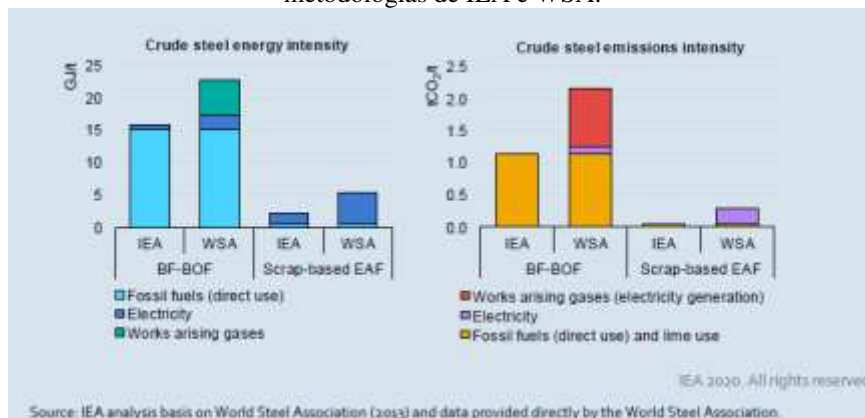
Uma grande vantagem do processo de EAF está relacionada à redução do impacto ambiental, uma vez que a sucata de aço pode ser reciclada infinitamente, sem perder suas propriedades originais. Em comparação com o método BF-BOF, cada tonelada de aço produzida a partir de sucata economiza 1.400 kg de minério de ferro, 740 kg de carvão mineral e 120 kg de cal. Além disso, cada tonelada de aço reciclado deixa de emitir 1,5 tonelada de CO<sub>2</sub>. Considerando que cerca de 25 bilhões de toneladas de sucata foram recicladas desde 1900, isso representa uma redução nas emissões de 38 bilhões de toneladas de CO<sub>2</sub>, 35 bilhões de toneladas de minério de ferro e 18 bilhões de toneladas de carvão (CRU, 2021). A Figura A.4 ilustra a emissão de CO<sub>2</sub> nos processos EAF e BF-BOF, apresentando valores muito superiores neste último processo (World Steel Association, 2024).

Por outro lado, o consumo médio mundial de eletricidade do processo BF-BOF é de 77,7 kWh / t, enquanto o processo EAF, incluindo forno EAF, refino e lingotamento, é de 558 kWh / t. O consumo específico de energia elétrica pode variar consideravelmente dependendo das diferentes práticas de fusão, tipos de carga ou tipos de EAF. Melhorias na tecnologia podem reduzir significativamente o uso de energia para ambas as rotas de processo. Existem casos conhecidos de novas instalações de EAF com tecnologias mais novas, que consomem 350 kWh / t, o que significa quase a metade dos valores médios de consumo de eletricidade no mundo (World Steel Association, 2014).

A Figura A.5 apresenta uma comparação entre o uso de energia e a emissão de CO<sub>2</sub> do BF-BOF e EAF. Estes são avaliados usando duas metodologias diferentes, a Agência Internacional de Energia (IEA) e a *World Steel Association* (WSA) (IEA, 2020). É possível observar que os combustíveis fósseis e as emissões mais elevadas estão principalmente relacionados ao processo BF-BOF, enquanto para o EAF, basicamente, demanda eletricidade.

A aciaria é a parte da siderúrgica onde se produz aço bruto, utilizando diversos equipamentos para esse fim, de acordo com o tipo de rota e produto. Assim, esta revisão apresenta esses dois tipos de equipamentos e seus subsistemas associados necessários para a operação do aço.

Figura A.5 – Indicativos de intensidade de energia e de emissão de CO<sub>2</sub> do aço bruto, de acordo com metodologias de IEA e WSA.



Fonte: (IEA, 2020)

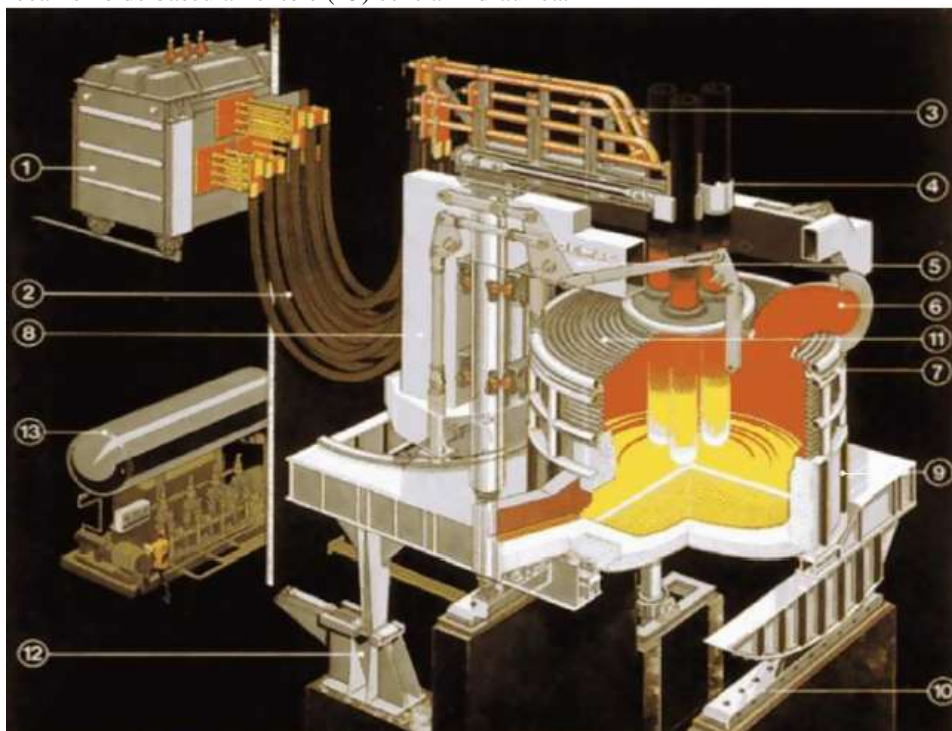
O Forno Elétrico a Arco (EAF) para produção de aço foi inventado por Paul Héroult em 1889 e é ilustrado na Figura A.6. Figura A.7 ilustra seus vários componentes (Ramos, 2019). Inicialmente, a utilização desse equipamento ocorreu na produção de aços especiais, que exigiam altas temperaturas vindas do arco elétrico, fusão de ferroligas e longos tempos de refino. Porém, com o advento do lingotamento contínuo de tarugos na década de 1960, a EAF passou a ocupar outra função: atuar como a principal unidade de fusão e refino das usinas semi-integradas, alimentando o lingotamento para a produção de aço. Nas duas décadas seguintes, a fim de suportar o baixo *tap-to-tap* (tempo entre corridas) exigido pelo processo de lingotamento contínuo, a EAF se reinventou como uma estação de fusão e refino primário e, posteriormente, com a introdução da escória espumante. O refino secundário do aço, com adição de ligas e ajustes de temperatura, foi deixado para o recém-introduzido processo Forno-Panela (LF) (Ramos, 2019).

Figura A.6 – Forno elétrico a arco.



Fonte: (Primetals, 2018)

Figura A.7 – Projeto de um EAF moderno. (1) transformador, (2) conjunto de cabos flexíveis, (3) condutores de alta corrente elétrica, (4) garras de eletrodo, (5) braços, (6) duto refrigerado a gás de exaustão, (7) alojamento superior (refrigerado a água painéis) (8) superestrutura, (9) carcaça inferior, (10) rack, (11) abóboda refrigerada a água, (12) mecanismo de basculamento e (13) central hidráulica.

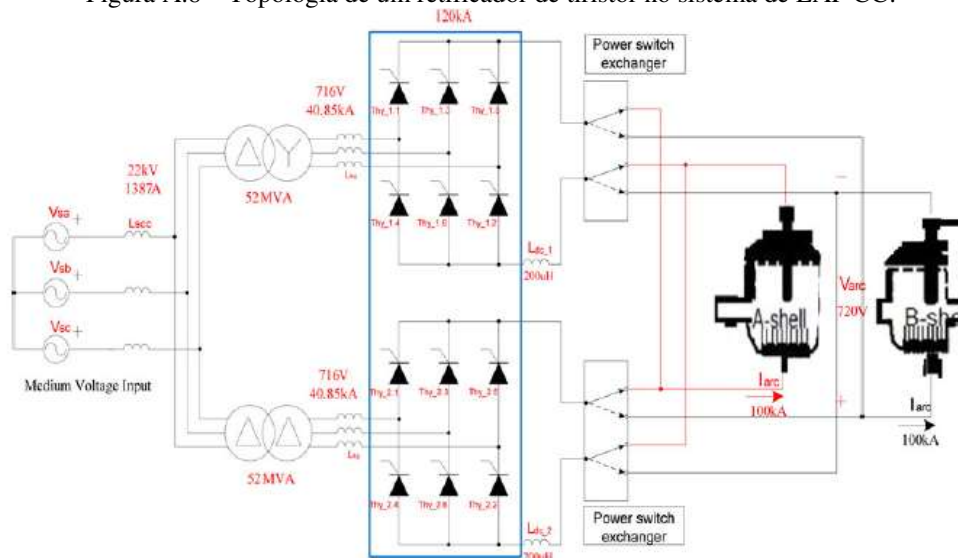


Fonte: (Ramos, 2019)

Os EAFs de corrente alternada são compostos por três eletrodos de grafita que formam um arco elétrico. A energia transferida ao aço é capaz de aquecer a carga metálica e promover sua fusão completa. O principal processo de aquecimento ocorre a partir da energia radiante do arco. Um erro comum é considerar que a fusão se dá pela passagem da corrente elétrica pela carga, pois o efeito joule do aquecimento é insignificante em relação à presença de energia radiante do arco na carga (Ries, 2001).

Existe também um processo alternativo de aquecimento da carga usando corrente contínua. Em 1982, o primeiro forno elétrico de corrente contínua foi comissionado na Alemanha, possuindo capacidade de 12 t/corrida e potência nominal de 9 MVA (Cardoso, 1987). Em fornos de corrente contínua, um eletrodo de grafita central e uma conexão elétrica na parte inferior do forno são usados. O controle CC é realizado por tiristores, conforme ilustrado na Figura A.8 (Jung et al., 2014).

Figura A.8 – Topologia de um retificador de tiristor no sistema de EAF CC.

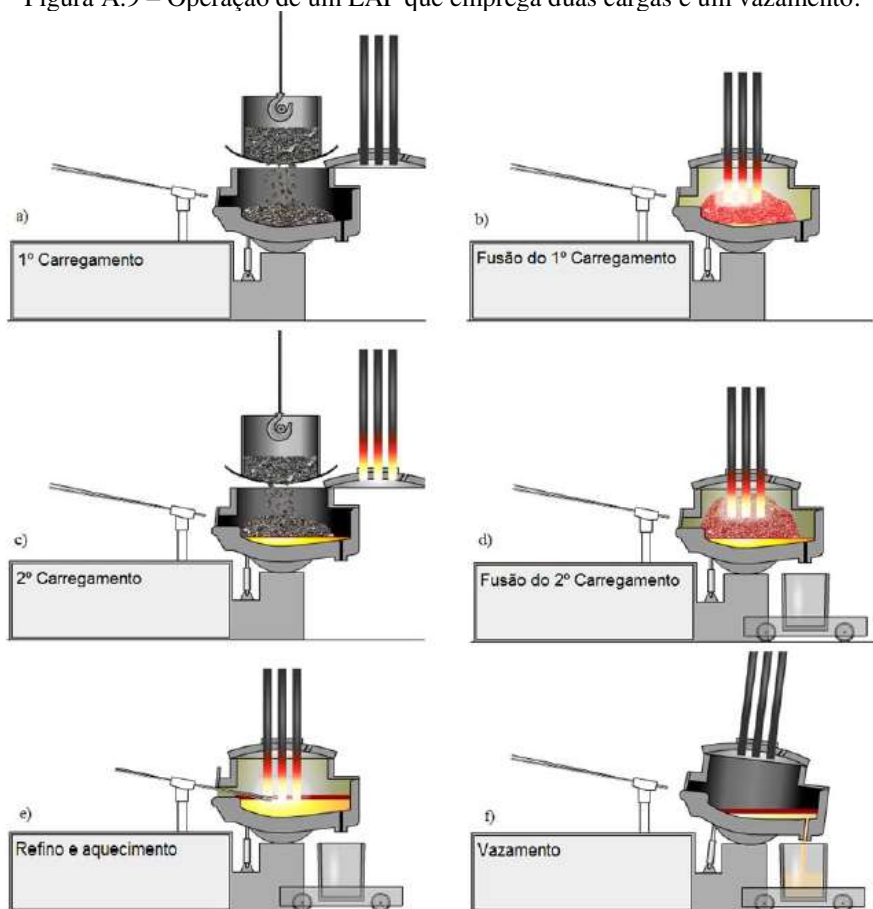


Fonte: (Jung et al., 2014)

A literatura apresenta algumas vantagens dos fornos CC sobre os fornos AC, uma vez que são de arco estável e fusão homogênea devido à corrente e à tensão que não chegam a zero com frequência regular. O forno AC gera ruído e problemas de qualidade de energia. O forno CC consome ligeiramente menos eletrodos e energia. No entanto, os fornos CC também apresentam algumas desvantagens, como eletrodos de fundo que aumentam os custos de instalação e criam grandes dificuldades de manutenção (Cardoso, 1987; Jones, 2014; Silva, 2013). Além disso, os transformadores de forno CC são fabricados com núcleos maiores para suportar os harmônicos vindos do retificador, tornando-os mais caros. Isso explica por que eles não são tão usados em instalações EAF e LF. Esse problema é amplamente discutido na literatura (ABB, 2012; Kennedy, 2002; Wang et al., 2017), portanto, este texto se concentrará na instalação de corrente alternada.

O EAF opera por processo em batelada, também conhecido como corrida. O tempo de corrida é função das práticas de produção e níveis de automação da aciaria. O ciclo operacional do EAF é conhecido como *tap-to-tap*, que consiste nas seguintes operações: carregamento, fusão, refino/aquecimento e vazamento. As operações modernas apresentam um tempo *tap-to-tap* de 45 a 60 minutos. Cada operação requer potências muito variáveis do arco elétrico para atender ao processo. A Figura A.9 mostra a sequência básica em um EAF que opera com duas cargas e possui um vazamento (Ramos, 2019).

Figura A.9 – Operação de um EAF que emprega duas cargas e um vazamento.



Fonte: (Ramos, 2019)

Figura A.10 – Shredder.



Fonte: (Yuxi Machinery, 2021)

O número de carregamentos de sucata necessários para produzir uma corrida de aço depende principalmente do volume do forno e da densidade da sucata. Para menor densidade de sucata, o número de carregamentos aumenta para três ou mais, diminuindo a produtividade. Rejeitos mais densos são, via de regra, mais caros (Cardoso, 1987; Ries, 2001). Uma alternativa para aumentar a densidade da sucata e consequentemente diminuir o número de cargas no EAF

é instalar um equipamento no Pátio de Sucatas para fragmentar a sucata em pedaços menores. Esse equipamento é denominado Shredder, conforme mostrado na Figura A.10, e pode diminuir a energia e, conseqüentemente, aumentar a produção (Björkman; Samuelsson, 2014; Ramos, 2019; Yuxi Machinery, 2021).

O período de fusão é o mais complexo da operação do EAF, pois requer uma grande quantidade de energia elétrica, fornecida por um curto-circuito entre os eletrodos de grafita e a sucata. No início da fusão, o arco é irregular e instável, com amplas faixas de correntes harmônicas, que são acompanhadas de movimento rápido dos eletrodos e ruído intenso. Conforme a sucata na superfície inicia o derretimento, o arco se estabiliza e o sistema de controle de EAF desce os eletrodos. O nível de tensão muda para continuar a derreter o restante do material. Uma vez que sucata suficiente foi derretida, a segunda carga começa e o processo de carga é repetido. Esse processo se repete até que a sucata final esteja totalmente derretida e condições de banho planas sejam alcançadas (Carvalho, 1998; Ramos, 2019).

As operações de refino são necessárias para aumentar a qualidade do aço e envolvem a remoção de elementos químicos do material para atingir a qualidade necessária para levá-lo ao Lingotamento Contínuo. Esse processo é realizado após o derretimento, ou seja, uma vez que o banho plano foi alcançado, e é feito basicamente aplicando oxigênio e controlando os componentes químicos e a temperatura. No final do refino, uma medição da temperatura e uma amostra do banho são coletadas. Se a temperatura estiver muito baixa, pode-se aplicar energia ao banho novamente (Yuasa et al., 1984).

É bastante comum usar o Forno-Panela para a operação de refino, em lugar de utilizar continuamente o Forno Elétrico. Essa abordagem otimiza a produção da aciaria e diminui o *tap-to-tap* (Yuasa et al., 1984). O Forno-Panela foi criado no Japão em 1971 (Silva, 2013) e se diferencia do EAF por tratar apenas do aço já fundido.

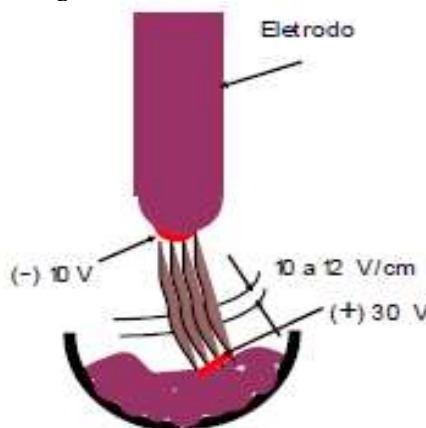
Os Fornos-Panela estão sendo cada vez mais instalados em aciarias elétricas, bem como em plantas integradas, e oferecem as seguintes principais vantagens:

- Aumento da produtividade da aciaria devido ao ajuste da temperatura do arco elétrico e formação de liga do calor fora da fusão;
- Economia de custos específicos (energia, material refratário, eletrodos), pois a unidade de fusão mais dispendiosa pode operar em intervalos mais curtos;
- Maior flexibilidade e maior precisão na análise de aço e controle de temperatura;
- Melhor qualidade do aço, por exemplo, aço mais limpo e homogêneo, menos inclusões oxidantes e menor teor de enxofre;

- Aumento do número de corridas e, sequencialmente, de lingotamentos e menos corridas de retorno ao processo para adequações da qualidade do aço;
- Possibilidade de produzir uma gama mais ampla de tipos de aço (Inteco GMBH, 2012).

Para compreender o funcionamento de um EAF e LF, é necessário entender em profundidade a natureza do arco, uma vez que ambos os processos o utilizam para controlar a temperatura do material, seja durante a fusão da sucata ou no refino do aço. O arco é uma descarga elétrica por meio de uma mistura de gases e vapores metálicos, na forma plasmática, entre eletrodos e sucata ou ferro fundido, com altíssima concentração de energia ( $\sim 30 \text{ kW/cm}^3$ ) e altíssima temperatura (mais de 10.000 K). Entre os eletrodos e a superfície do material, o campo elétrico elevado ioniza a atmosfera envolvida e produz, em uma camada muito fina, com espessura menor que um micrão, uma concentração de energia muito alta que terá uma queda de tensão constante de 10 volts no cátodo e 30 volts no ânodo, independente da intensidade da corrente (Figura A.11). Ao longo da coluna de descarga ionizada, a queda de tensão é de 10 a 12 volts por centímetro, independente também da intensidade da corrente. Por meio dessas afirmações, é possível escrever Equação (A.1), onde “ $V_{arc}$ ” é a tensão entre o eletrodo e o material metálico e “ $L_{arc}$ ” é o comprimento do arco (Cano-Plata; Ustariz Farfan; Soto Marin, 2015; Ries, 2001).

Figura A.11 – Característica do arco.



Fonte: (Ries, 2001)

$$L_{arc} = \frac{V_{arc} - 40}{(10..12)} [cm] \quad (A.1)$$

Para iniciar a operação do forno os eletrodos devem ser colocados em contato com o material metálico e, a seguir, levantados, por meio do Sistema de Controle de Eletrodos, até que a tensão e corrente de arco desejadas sejam estabelecidas. Quando os eletrodos são

elevados, a tensão do arco aumenta e a corrente diminui. Isso sugere que o comportamento do arco é como uma resistência negativa.

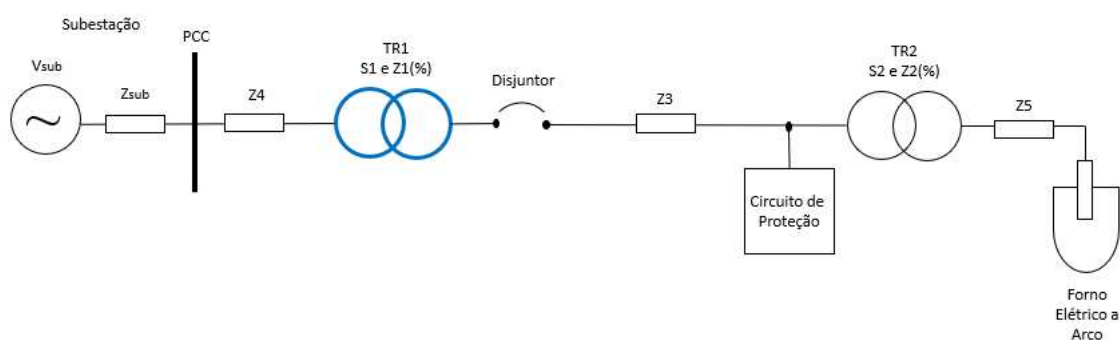
A Equação (A.1) mostra que, enquanto o comprimento do arco é mantido constante, a tensão do arco também é constante. A onda de tensão do arco será quase uma onda quadrada e seus harmônicos serão principalmente harmônicos ímpares (Ries, 2001). Como a potência do arco e o calor são produtos da tensão e da corrente do arco, é possível controlar e direcionar a potência de um arco por meio desses dois parâmetros. A tensão do arco determina seu comprimento, enquanto, dentro de certos limites, a corrente do arco determina sua seção (Cardoso, 1987; Rossi, 2014; White; Dionise; Baron, 2010).

Portanto, o EAF e o LF demandam grande quantidade de energia elétrica, por conta das altas correntes elétricas geradas (dezenas de kA) a partir da formação do arco elétrico sobre o material metálico. São equipamentos complexos e de alta potência. Devido à própria natureza do arco elétrico, esses equipamentos se apresentam ao sistema elétrico como uma carga que incorpora aspectos severos e desfavoráveis em termos de qualidade de energia. Além disso, durante seu ciclo normal de operação, várias operações de chaveamento são necessárias, causando transientes de energia no sistema elétrico. Esses dois problemas podem causar diminuição da vida útil e falha precoce dos equipamentos do forno (ABM, 1978; Andrade, 1989; Del Vecchio et al., 2002; Seker et al., 2017; Singh, 2009; Wagner et al., 1993; Zhang; Fahmi; Norris, 2001).

## APÊNDICE B – COMPONENTES DO SISTEMA ELÉTRICO DO EAF E LF

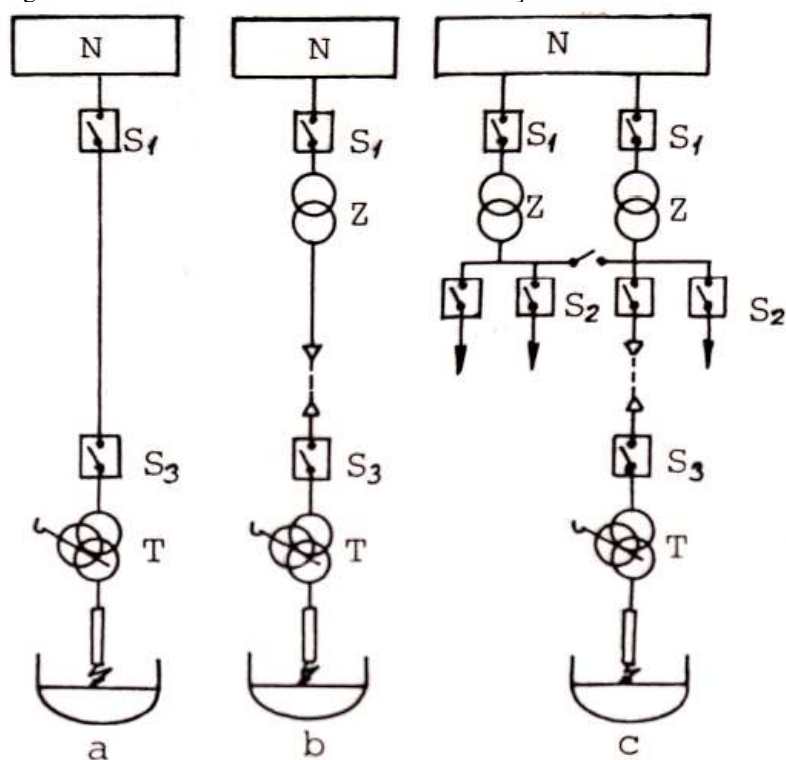
O objetivo do sistema elétrico de um EAF ou LF é garantir o fornecimento de energia elétrica necessário para operar o equipamento de forma segura para produzir a tonelagem máxima de aço pelo menor custo possível. Os componentes do sistema elétrico do EAF e LF são complexos e não totalmente compreendidos pelos usuários, por isso é importante apresentá-los:

### Transformadores de Subestação:



O transformador da subestação, também conhecido como transformador abaixador, tem a função de adaptar a rede de alimentação da concessionária, que apresenta elevados valores de tensão e potência de curto-circuito, ao transformador do forno em média tensão (Silva; Hultqvist; Wilk-wilczynski, 1996). Cada instalação opta por definir a melhor configuração de seu sistema elétrico, de acordo com o sistema de distribuição da siderúrgica. Existem poucas instalações utilizando transformadores de forno de 69 kV, como apresentado na Figura 3.1. O transformador de forno elétrico é conectado diretamente ao barramento de 69 kV da subestação a montante, conforme ilustrado na Figura B.1(a). No entanto, é mais comum ter valores de tensão mais altos no sistema de alimentação elétrico e tensão mais baixa no primário do transformador do forno elétrico, tornando necessário o transformador abaixador (Figura B.1(b)). Em grandes instalações convencionais, conforme mostrado na Figura B.1(c), é normal que o barramento principal da usina siderúrgica seja dividido em duas seções: uma para cargas elétricas com pleno funcionamento (comumente conhecida como “barra calma”) e outra para cargas operacionais irregulares (ou “barra perturbada”), como é o caso de EAF e LF (Cardoso, 1987).

Figura B.1 – Alternativas de conexão em instalações em aciarias elétricas.



Fonte: (Cardoso, 1987)

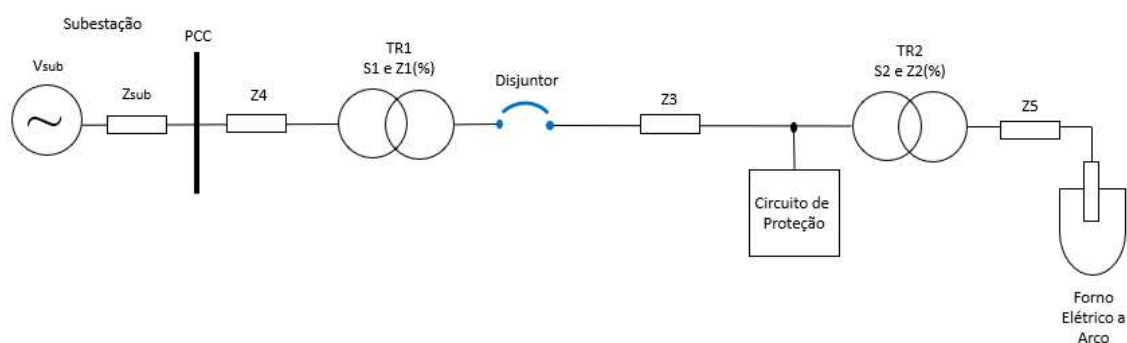
Existem poucos textos que tratam especificamente de transformadores abaixadores de instalações de EAF e LF e, nesse sentido, alguns pontos importantes, que os diferenciam dos transformadores de subestação normais, são abordados no capítulo 2.

É bastante comum que esse tipo de transformador tenha muitas derivações de comutador. Durante o funcionamento do forno ocorrem acendimento e desligamento (ou eletrodos subindo e descendo, interrompendo ou iniciando o arco), enquanto o banco de capacitores permanece ligado. Isto causa uma mudança na tensão no secundário. É recomendado que o transformador da subestação utilize comutadores com chaveamento sob carga, de forma que seja possível restaurar automaticamente o valor da tensão próximo ao nominal. O resultado é a ocorrência de um grande número de comutações em cada *tap-to-tap*. Portanto, comutadores nesse tipo de aplicação demandam mais manutenção do que nos transformadores usados em outros tipos de cargas (Ries, 2001). Devido aos diversos cabos de saída do enrolamento regulador, os fabricantes optam por instalar a bobina na parte mais externa da parte ativa, facilitando as saídas dos cabos, e promovendo as conexões na parte externa do transformador.

A impedância nominal do transformador da subestação é selecionada para fornecer o nível de curto-circuito especificado para o primário do transformador do forno (White; Dionise;

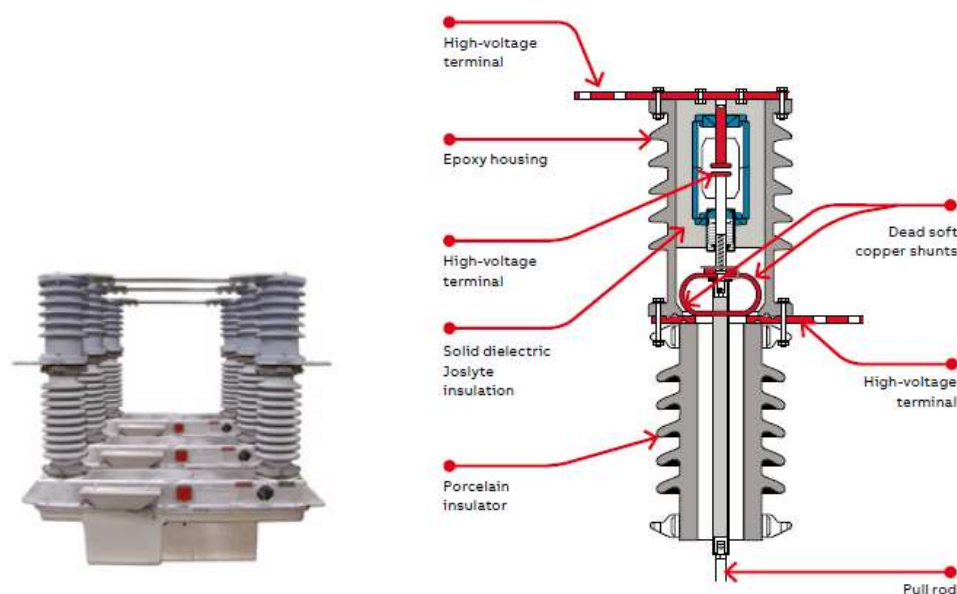
Baron, 2010). A classificação e a impedância do transformador abaixador afetarão diretamente a produção, bem como o nível de perturbação de *flicker* no PCC. No caso de forno AC, é recomendado um sistema de alta impedância de um reator em série, resultando em um arco longo (Silva; Hultqvist; Wilk-wilczynski, 1996). Recomenda-se também que um dos enrolamentos seja conectado em delta, de forma a compensar a circulação das correntes de sequência zero e, assim, melhorar a qualidade da energia no PCC (Ries, 2001).

## Disjuntores



O disjuntor é o equipamento responsável por ligar e desligar o forno durante as etapas de operação. Os primeiros interruptores, usados no início do século passado, eram disjuntores a óleo que demandavam manutenção devido à contaminação de óleo. Estes foram substituídos por disjuntores magnéticos a ar que, posteriormente, exigiram manutenção frequente em suas partes mecânicas, pois, para proporcionar um bom desempenho de chaveamento, a unidade magnética a ar precisava funcionar de forma extremamente rápida (BELLO, 1971). Duas novas tecnologias surgiram, uma usando vácuo e a outra gás hexafluoreto de enxofre (SF<sub>6</sub>) para a interrupção das tensões médias. Posteriormente, os disjuntores a vácuo se tornaram os preferidos para os Fornos a Arco e Fornos-Panela, uma vez que apresentam vida útil mais longa e relativamente livre de manutenção, já que possuem menos mecanismos móveis do que outros tipos de disjuntores. A principal desvantagem das ampolas a vácuo, por outro lado, é sua perceptível propensão para o início de sobretensões que podem ser prejudiciais a outros equipamentos. Embora seja recomendado o uso de para-raios e supressores de surto para amenizar esse problema (Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Garzon, 2002; Shipp et al., 2012). A Figura B.2 ilustra as partes principais de uma chave de vácuo de forno elétrico (ABB, 2018).

Figura B.2 – Disjuntor a vácuo.

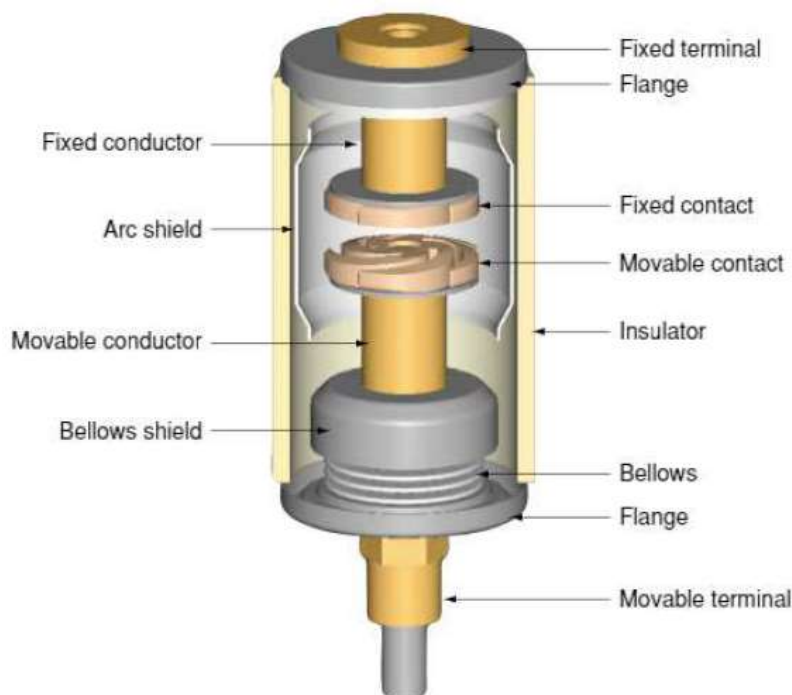


Fonte: (ABB, 2018)

Os módulos de interruptores a vácuo são o coração do disjuntor, pois são responsáveis por interromper a corrente. Conforme mostrado na Figura B.3, ele é composto, basicamente, por isolador cerâmico, blindagem de arco, fole, terminais móveis e fixos e dois contatos (Mitsubishi Electric, 2014). Quando os contatos são separados, a corrente a ser interrompida sofre inicialmente uma descarga de arco de um vapor metálico condutor e flui pelo plasma até próximo do valor zero da corrente. O arco é então extinto e o vapor metálico condutor condensa rapidamente nas superfícies metálicas. Como resultado, a rigidez dielétrica do disjuntor aumenta muito rapidamente (Kurtz; Simpson, 1972). O alto vácuo garante características de interrupção e isolamento, por isso é muito importante mantê-lo. A vida útil de uma ampola a vácuo depende da taxa de vazamento, que está intimamente relacionada à qualidade da junta de brasagem. As ampolas comerciais podem suportar até 100.000 horas de operação, que corresponde a mais de 30 anos de trabalho (Mitsubishi Electric, 2014; Renz et al., 2007).

O material de contato desempenha um papel importante na determinação do desempenho elétrico fundamental do interruptor a vácuo, influenciando características fundamentais, como a capacidade de interrupção e a rigidez dielétrica. Os materiais de contato utilizados nessas chaves são de cobre patenteado, desenvolvido para ter a menor probabilidade de reincidir (Vacuum Electric Switch Co, 2014; Yokokura et al., 1995).

Figura B.3 – Módulo de interrupção à vácuo.



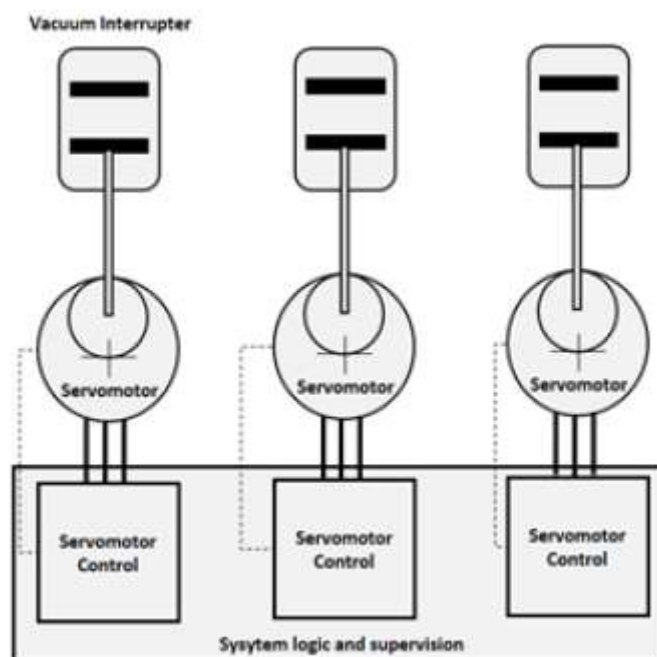
Fonte: (Mitsubishi Electric, 2014)

A vida útil do disjuntor a vácuo é definida principalmente por seu mecanismo de atuação, que pode ser um motor ou solenoide. Esses dois mecanismos diferem na complexidade dos sistemas de controle necessários, na demanda de corrente de controle, nas tensões operacionais disponíveis, na vida mecânica e na precisão do tempo de fechamento do contato da chave. Os interruptores operados por motor são usados para a comutação e seccionamento do banco de capacitores, mas não para a comutação do Forno a Arco. Eles podem ter sistemas de controle simples e seu mecanismo tem uma vida útil limitada de cerca de 30.000 operações. Os usos comuns de chaveamento de Forno a Arco são interruptores operados por solenoide, que requerem um controle mais elaborado e podem alcançar até 200.000 operações. Ele pode fechar na tensão de pico para a comutação do Forno a Arco. Um controle de transformador de Forno a Arco pode opcionalmente ser operado usando inserção de resistor ou circuitos responsáveis pelo fechamento de tensão de pico para reduzir as correntes de pico (Vacuum Electric Switch Co, 2014).

Novas tecnologias estão sendo estudadas para realizar um alto número de operações confiáveis no caso das cargas mais estressantes, bem como tentar mitigar os transientes de tensão e corrente durante a abertura e fechamento do disjuntor de média tensão EAF e LF. Conforme ilustrado na Figura B.4, a nova abordagem propõe três servomotores acoplados individualmente a cada polo e controlados diretamente pela unidade de controle eletrônico,

sendo capazes de fornecer controle preciso sobre os movimentos. Eles também estendem a vida mecânica do disjuntor (ABB, 2018; Bianco et al., 2019; Testa et al., 2019). No entanto, esses dispositivos ainda têm preços elevados e nem sempre são economicamente viáveis.

Figura B.4 – Disjuntor com mecanismo operado por servomotores.



Fonte: (Bianco et al., 2019)

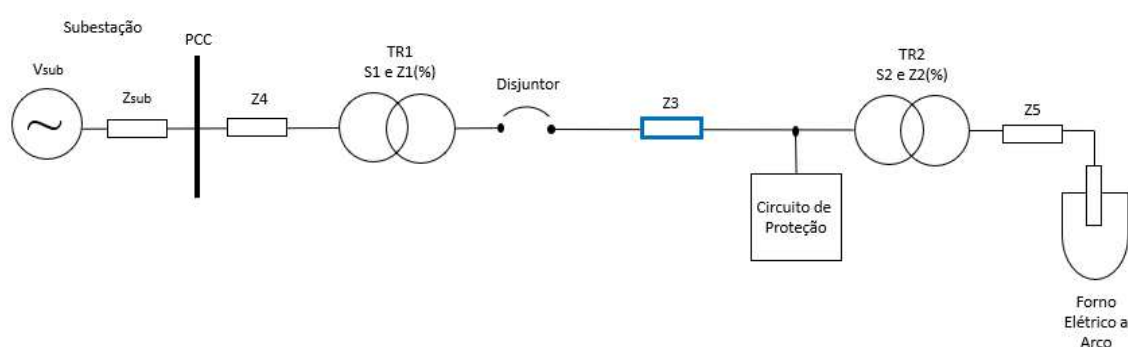
A maioria dos transformadores instalados em EAF e LF são para operação em média tensão, pois a maioria dos disjuntores disponíveis comercialmente na atualidade são para a faixa de tensão de 12 kV a 36 kV (ABB, 2018; Schneider Electric, 2011; Siemens, 2010, 2018; Thomas & Betts, 2017; Toshiba, 2016b). Para 69 kV e acima existem poucos fabricantes disponíveis com uma vida operacional prática para chaveamento de Fornos a Arco (Vacuum Electric Switch Co, 2014). Este cenário apresenta vantagens e desvantagens. Uma tensão mais alta permite condutores menores, mas aumenta a quantidade de material isolante. No entanto, deve-se ter cuidado com o surgimento de outros possíveis problemas se tensões muito baixas (menores que 13,8 kV) são usadas em grandes EAF e LF, o sistema pode sofrer falhas de superaquecimento se não for dimensionado de acordo.

Para atingir a tensão do sistema, às vezes é necessário instalar alguns módulos de interruptores a vácuo em série. Durante a fabricação, é importante assegurar a sincronização dos módulos de vácuo, ou seja, o ajuste dos módulos para que seus contatos abram e fechem todos ao mesmo tempo. Durante a operação do disjuntor, os contatos da ampola a vácuo estão sujeitos a cargas de impacto repetitivos no fechamento e cargas contínuas durante a operação

da chave, que podem mover lentamente a localização do interruptor a vácuo. O resultado seria a perda de sincronismo, o que poderia causar uma falha catastrófica. Isso pode ser evitado com a ampola a vácuo montada solidamente e conectada ao invólucro do módulo. (Vacuum Electric Switch Co, 2014).

Outro aspecto a ser considerado ao especificar o disjuntor é seu valor de resistência a curto-circuito, uma vez que o sistema é suscetível a isso. Em muitos casos, o sistema de proteção deve atuar no disjuntor da subestação a montante, desarmando todo o sistema, a fim de proteger o disjuntor de manobra do forno.

### Reatores Série



O arco, que se comporta como uma “resistência negativa”, requer elementos lineares em série para garantir que o forno opere com estabilidade. Então, deve haver elementos em série para causar queda de tensão de forma que a soma vetorial das tensões do arco e este elemento em série seja igual à tensão de alimentação. No EAF, principalmente na fase de perfuração e fusão da sucata, a distância entre o ânodo e o cátodo (eletrodos e carga) varia constantemente e, portanto, a queda de tensão do arco também varia. São os elementos lineares em série com o arco que possibilitam esta adaptação da tensão do arco. As impedâncias dos componentes do circuito do forno, em série com o arco, são os elementos lineares naturais para a operação de estabilização. Se essas reatâncias não forem suficientes, novas devem ser adicionadas usando reatores lineares. As resistências não são adicionadas, pois aumentariam as perdas e reduziriam a produção (Cardoso, 1987; Ries, 2001).

Um reator em série suplementar, como mostrado na Figura B.5, pode ser inserido no circuito EAF para limitar a corrente e, geralmente, não é necessário em LF devido ao seu bom funcionamento. A corrente mais baixa do eletrodo e comprimentos de arco mais longos beneficiam as operações do forno, resultando em quebra e consumo reduzidos do eletrodo;

melhor estabilidade do arco; aumento da potência média para o circuito; e tempos de aquecimento reduzidos (Cardoso, 1987; Pires; Cardoso; Cardoso Filho, 2016; White; Dionise; Baron, 2010). Aumentar o *tap* do reator em série também causa uma redução considerável no conteúdo da harmônica da corrente do EAF, bom como no nível de *flicker*. Uma composição de sucata mais uniforme que será carregada no forno, reduziria ainda mais esses harmônicos (Akdag et al., 2000).

Figura B.5 – Reator em série com núcleo de ar.



Fonte: (Trench Group, 2021)

A bobina do reator em série pode ser fornecida com *taps*, que permitem o ajuste fino do valor da reatância com relação ao desempenho do forno durante o período de fusão. Cada bobina é montada em uma estrutura especialmente projetada, levando em consideração os esforços mecânicos e elétricos, tais como forças mecânicas durante curto-circuito, carga de vento etc. O projetista deve se atentar ao fato de que os reatores operam com correntes harmônicas devido ao funcionamento do forno EAF para evitar possíveis efeitos de ressonância entre a frequência natural estrutural e os harmônicos.

Os reatores série podem apresentar núcleo de ar ou óleo, sendo que este último é caracterizado por custos mais elevados em relação ao primeiro. Para determinar o tipo de reator é importante avaliar a inércia térmica dos materiais que o compõem, além dos aspectos do ambiente, como umidade, temperatura, sujidade etc. Se essa inércia térmica não for projetada adequadamente, as condições de isolamento irão se deteriorar com o tempo, até gerar uma falha. Os níveis de harmônicos ao qual ficarão submetidos devem também ser indicados durante a especificação do reator série, para que sejam projetados adequadamente e, assim, danos sejam

evitados. Enquanto isolante térmico, o óleo proporciona maior flexibilidade e resistência em relação a esses problemas.

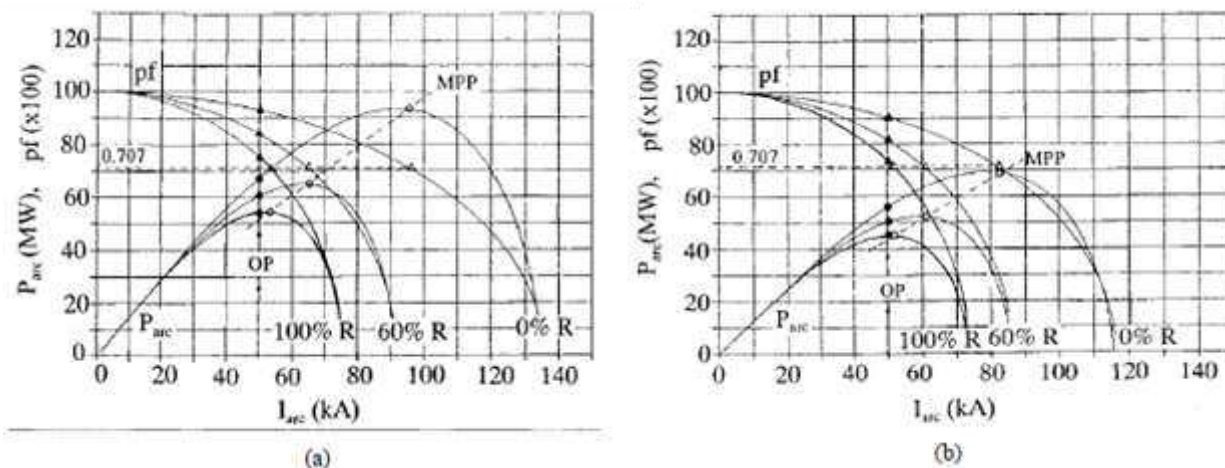
Esse equipamento normalmente está presente no início do aquecimento, durante o período de fusão, mas pode ser curto-circuitado assim que o arco se estabilizar (White; Dionise; Baron, 2010). Junto com a sucata fundida, a ausência do reator em série permite uma maior transferência de potência para o EAF, reduzindo o ciclo *tap-to-tap* e, assim, aumentando a produtividade (Cardoso, 1987; Pires; Cardoso; Cardoso Filho, 2016). Portanto, esse dispositivo não é necessário no Forno-Panela, pois esse processo requer apenas refino e não há necessidade de estabilizar o arco.

O alto fator de potência do circuito elétrico que alimenta o EAF causa instabilidade do arco. Usando o reator em série, o fator de potência é reduzido e a estabilidade do arco do Forno a Arco é aumentada. Infelizmente, o reator em série diminui a potência transferida para o EAF, o que significa diminuir a produção. Para compensar a redução da potência transferida, a tensão secundária do transformador deve ser aumentada. No entanto, após qualquer mudança de *tap* do transformador, a estabilidade do arco pode ser afetada. Portanto, as derivações do reator em série e do transformador devem ser determinadas de forma otimizada em uma solução comum. A instalação do reator em série tem alguns impactos negativos em alguns parâmetros do EAF, como potência ativa, comprimento do arco e eficiência do sistema. Deve-se mencionar que o comprimento do arco mais longo leva a mais perigo nas paredes e no teto do forno (Samet; Ghanbari; Ghaisari, 2014, 2015; White; Dionise; Baron, 2010).

Esse fenômeno é representado pela Figura B.6. Um aumento na derivação do transformador de EAF move a característica de potência ativa *versus* a corrente do arco para a direita e, ao mesmo tempo, aumenta a potência máxima que pode ser transferida para a sucata. Uma incompatibilidade entre o EAF e o sistema de distribuição de energia pode fazer com que a corrente do eletrodo e os valores de energia ativa excedam os valores máximos permitidos. No entanto, um aumento na configuração da derivação do reator em série move a característica potência ativa *versus* corrente do arco para a esquerda, reduzindo assim a potência máxima que pode ser transferida para a sucata e, também, a configuração da corrente do eletrodo do forno. Se houver uma incompatibilidade entre os parâmetros do sistema EAF e os parâmetros do sistema de distribuição (isto é, devido à inserção de uma reatância em série menor do que o necessário, uma vez que a reatância operacional é a soma do reator em série, transformador de EAF e reatâncias do circuito secundário), trabalhando em um o ajuste da corrente do eletrodo que não excede o valor máximo permitido, leva a uma operação em altos FPs excedendo 0,90.

Operações em FPs tão altas representam uma forma de onda de corrente de eletrodo descontínua, resultando em condições de arco instáveis dentro do forno. (Akdag et al., 2000).

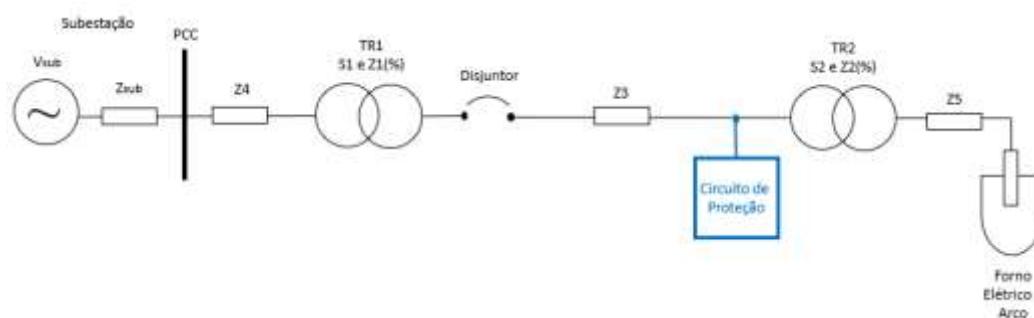
Figura B.6 – Características de potência ativa versus corrente do arco e FP versus corrente do arco (a) Transformador no tap superior (b) Transformador no tap inferior.



Fonte: (Akdag et al., 2000)

Algumas pesquisas propuseram métodos para determinar o *set-point* ótimo para as configurações de *tap* do transformador e do reator em série (Samet; Ghanbari; Ghaisari, 2014, 2015). Também existem estudos que propõem um reator em série ativo (Active Series Reactor – ASR) baseado em conversores de potência estáticos, como alternativa ao comutador de *tap* com carga usual no transformador de EAF, que tem a flexibilidade de alterar dinamicamente seu valor de impedância durante a produção de aço. Tal reator ativo de variação contínua pode fornecer controle constante do fluxo de energia EAF, limitando o consumo de corrente e eletrodo. O ASR também pode ser usado para mitigar problemas de *flicker* (Cardoso, 2006; Pires; Cardoso; Cardoso Filho, 2016). Porém, esta solução não é utilizada comercialmente devido aos altos custos de implantação.

### Circuitos de Proteção



A comutação frequente do Forno a Arco numa usina siderúrgica causa um grande efeito no isolamento do enrolamento dos transformadores do EAF e do LF que, por sua vez, pode causar a parada da produção por longos períodos. Para mitigar essas sobretensões transitórias causadas no transformador do EAF e LF, desenergizando o disjuntor a vácuo, alguns dispositivos podem ser usados para proteger o sistema.

A aplicação de para-raios instalados no terminal primário dos transformadores do EAF e LF pode limitar a alta magnitude da tensão nos transformadores, minimizando as ondas viajantes de entrada e reduzindo o risco de sobretensões, mas nunca garantem totalmente a proteção de um sistema completo; podendo apenas reduzir os riscos. Os para-raios não influenciam a inclinação das ondas, portanto, não são capazes de reduzir a rápida taxa de subida que ocorre na reentrada (Gustavsson; Lundqvist, 1976; Popov; Acha, 1999; Qual-Tech Engineers, 2000; Santos; Santos; Onofri, 2010; Van Craenenbroeck et al., 1999).

A gravidade de tais sobretensões demanda o uso de supressores de surto RC, já apresentados na Figura 3.3, que devem ser instalados próximos ao transformador do forno. A ideia básica por trás de seu uso é descarregar a energia magnética armazenada do núcleo do transformador, reduzindo a amplitude e a frequência da tensão nos contatos do disjuntor e, portanto, diminuindo a possibilidade de *re-strike* (Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Gustavsson; Lundqvist, 1976; Maksić et al., 2009b; Popov; Acha, 1999; Qual-Tech Engineers, 2000; Santos; Santos; Onofri, 2010; Wagner, 2018). A tensão de recuperação transiente no disjuntor ou chave usada para interromper a corrente do capacitor será mais baixa para um filtro solidamente aterrado e reduzirá a probabilidade de novo *strike*. Além disso, o filtro aterrado terá um custo menor em comparação a um banco não aterrado, devido ao maior custo de isolamento necessário para o último (White; Dionise; Baron, 2010).

O cálculo dos dispositivos de proteção é fortemente afetado pelos parâmetros da planta. Uma fórmula aproximada para o cálculo do capacitor está de acordo com Equação (B.1) (Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Maksić et al., 2009b; Popov; Acha, 1999):

$$C_s = 89,1 \cdot \frac{S2_{MVA} \cdot i_0}{V^2 \cdot f} [\mu F] \quad (B.1)$$

Onde:

S2: Potência nominal do transformador do forno em (MVA);

$i_0$ : corrente de magnetização em (%) da corrente nominal;

V: tensão nominal da rede em (kV);  
 f: frequência nominal da rede em (Hz)

$C_s$  é, normalmente, da ordem de 0,1 - 0,3  $\mu\text{F}$  e limita principalmente a inclinação da tensão crescente, que pode levar ao desenvolvimento de um arco. Os capacitores de surto são incapazes de controlar a severidade das sobretensões durante os desarmes.

A amplitude da sobretensão é atenuada com o uso de um resistor em série  $R_s$  calculado de acordo com Equação (B.2) e está normalmente na faixa de várias dezenas de ohms (Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Gustavsson; Lundqvist, 1976; Maksić et al., 2009b; Popov; Acha, 1999):

$$R_s \geq 2 \cdot \sqrt{\frac{L_c}{C}} [\Omega] \quad (\text{B.2})$$

Onde:

$L_c$ : Soma de todas as indutâncias

$C$ : Soma do cabo e das capacitâncias de surto na parte comutada da rede.

O aspecto negativo da utilização destes circuitos de proteção é que o sistema pode ser suscetível a ressonâncias e ferrossonâncias e um ou dois polos do disjuntor permanecerem abertos. Portanto, deve-se ter cuidado, conforme mencionado no Capítulo 3, para evitar tal problema. Existem alguns sistemas de controle PLC comerciais capazes de detectar um mau funcionamento mecânico da chave e iniciar um desarme de emergência para evitar manter apenas uma única fase do transformador do forno. Outro objetivo desses painéis de controle é comandar o fechamento independente dos polos por meio do fechamento síncrono no valor zero da corrente em cada fase, isso significa energizar o transformador no ponto ideal da forma de onda da tensão, para reduzir a energização transitória (Thomas & Betts, 2017; Vacuum Electric Switch Co, 2014). Entretanto, na prática, esses painéis apresentam muitos problemas e não funcionam adequadamente.

Em muitos casos, o disjuntor do forno é fechado com o eletrodo na posição para cima, sem conexão de aterramento, o que pode causar um transiente de tensão perigoso no lado de baixa tensão, devido ao acoplamento capacitivo do primário. Sugere-se também a instalação de

capacitores de surto com valores em torno de 1 a 100  $\mu\text{F}$  no secundário do transformador como uma possível solução para falha de isolamento (Gustavsson; Lundqvist, 1976; Oliveira; Souto; Vilaça, 1999; Popov; Acha, 1999).

## APÊNDICE C – PRINCIPAIS DISTÚRBIOS DO EAF E LF

O EAF e o LF são cargas não lineares, que promovem distúrbios no sistema elétrico, como baixa qualidade de energia, curto-circuito, transitórios eletromagnéticos e ferrorressonância, que são brevemente apresentados a seguir:

### **Qualidade de Energia:**

O aparecimento de perturbações na qualidade da energia na rede pode ser explicado pela operação EAF e LF. O arco elétrico gera distorções harmônicas devido à relação não linear entre a tensão do arco e a corrente. Essa não linearidade depende do comprimento do arco, que é variável de acordo com a elevação dos eletrodos sobre o material de fusão. Na fase de fusão, o sistema de controle posiciona os eletrodos tentando manter constante a relação tensão/corrente do arco e, portanto, sua impedância. Como esse controle é lento em relação à dinâmica do próprio arco, a corrente tende a variar muito. O resultado é a flutuação de tensão da rede promovendo o efeito de *flicker* e modificando o nível de harmônicos e inter-harmônicos responsáveis pela distorção.

### **Harmônicos e inter-harmônicos**

Conforme o material é derretido, o arco se estabiliza e o nível de perturbação também diminui. Durante a fase final de refino do material, a operação do forno costuma ser mais estável, com menores níveis de flutuação, desequilíbrio e distorção (Deckmann; Rabelo, 1997). Assim, pode-se concluir que esses fenômenos são mais severos em EAF do que em LF.

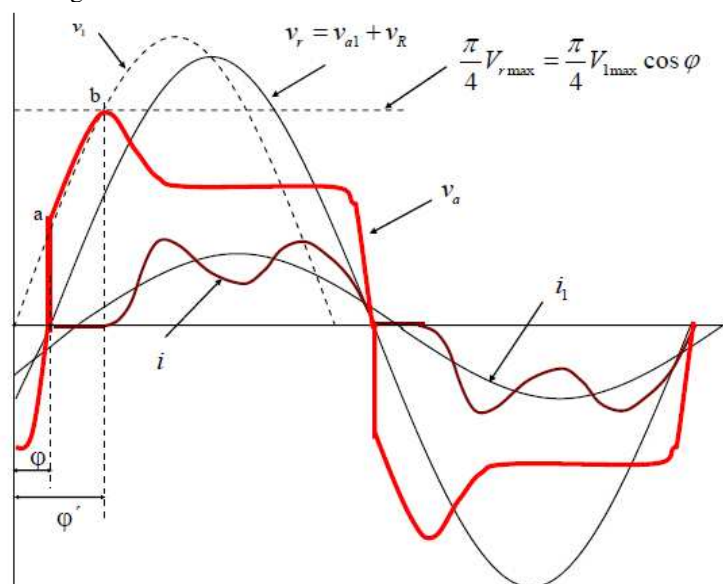
Os harmônicos podem ser definidos como os componentes espectrais indesejáveis de uma forma de onda periódica distorcida cujas frequências são múltiplos inteiros (não inteiros, no caso de inter-harmônicos) da frequência fundamental. A presença desses harmônicos resulta em aumento de perdas, aquecimento e diminuição da vida útil do equipamento, interferência nos circuitos de proteção, controle e comunicação, bem como nas cargas dos consumidores (Singh, 2009; Wagner et al., 1993).

Com uma melhor abordagem da realidade, a Figura C.1 representa um esboço de uma onda de arco monofásica e como ela é formada. Todos os componentes nesse rascunho são valores instantâneos. Conforme mostrado na Equação (A.1), a queda de tensão no EAF e LF é

proporcional à distância entre o eletrodo e o material metálico, e a forma de onda dessa tensão se aproxima de uma forma de onda trapezoidal. É importante mencionar que a tensão do Forno a Arco produz uma saída harmônica variável, de acordo com o estágio do processo, início do derretimento, fim do derretimento e refino (Mendis; Gonzalez, 1992; Ries, 2001).

- $V_1$ , é a tensão de circuito aberto entre o eletrodo e a sucata;
- $v_r = v_{a1} + v_R$ , é a onda fundamental das quedas de tensão no arco e em toda a resistência do circuito;
- $v_a$ , é a tensão do arco;
- $i$ , é a corrente do arco ou corrente do circuito, com seus harmônicos;
- $i_1$ , é a corrente fundamental do arco.

Figura C.1 – Formas de ondas monofásicas de arco.



Fonte: (Ries, 2001)

A Tabela C.1 apresenta o harmônico para os casos típico e pior de análise de harmônicos EAF (Cano-Plata; Ustariz Farfan; Soto Marin, 2015; Mendis; Gonzalez, 1992). Os dados apresentados na Tabela C.1 constituem o método simplificado que descreve os harmônicos gerados pelo arco elétrico disponíveis na literatura.

Tabela C. 1 – Distorções de tensão usadas para análise típica de harmônicos de Forno a Arco.

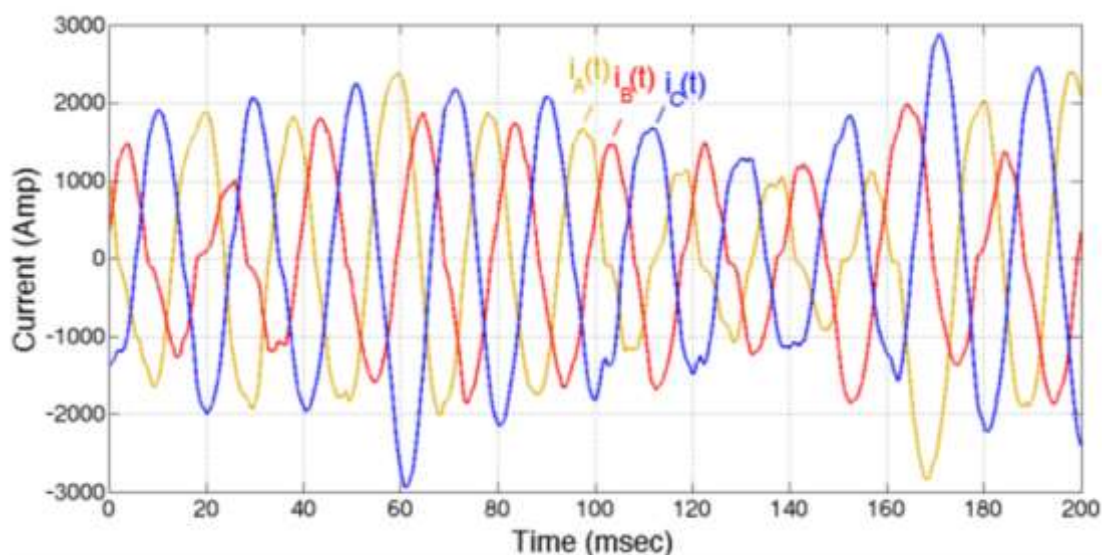
No. Harmônico	Pior Caso (% da fundamental)	Típico (% da fundamental)
2	17	5
3	29	20

4	7.5	3
5	10	10
6	3.5	1.5
7	8	6
8	2.5	1
9	5	3

Fonte: (Cano-Plata; Ustariz Farfan; Soto Marin, 2015; Mendis; Gonzalez, 1992)

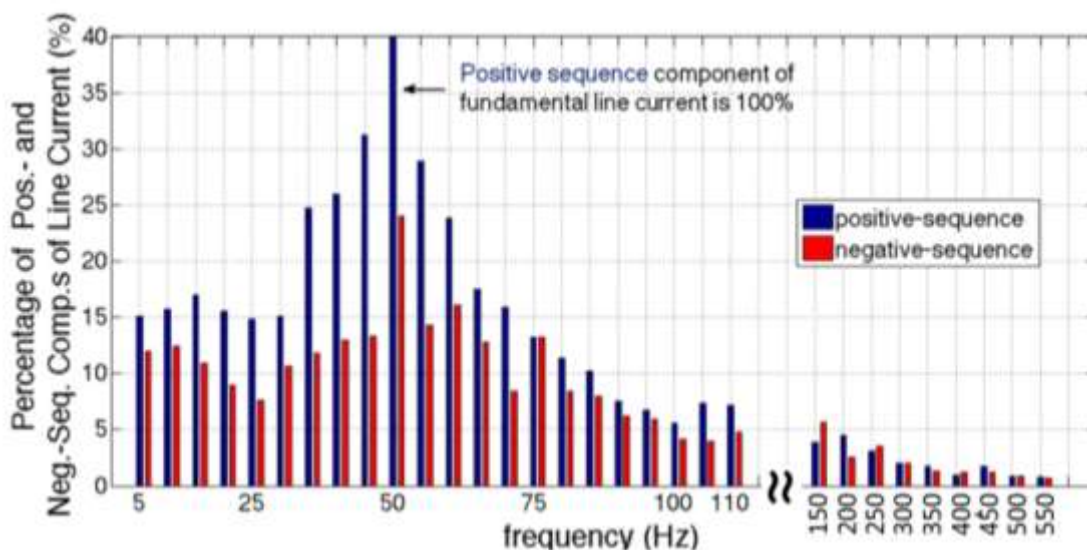
Alguns estudos consultados propuseram diferentes modelos muito mais complexos, que também consideram as inter-harmônicas, analisando simulações de computador e medidas de campo, como ilustrado na Figura C.2 (Bhonsle; Zaveri; Kelkar, 2008; Seker et al., 2017; Seker; Memmedov, 2017; Torabian Esfahani; Vahidi, 2012; Uz-Logoglu; Salor; Ermis, 2019). A Figura C.3 confirma a maior tensão e corrente de valores harmônicos e inter-harmônicos que ocorrem nas fases de perfuração e fusão.

Figura C.2 – Registros de  $i_A$ ,  $i_B$  e  $i_C$  obtidos em campo durante a fase de perfuração do EAF



Fonte: (Uz-Logoglu; Salor; Ermis, 2019)

Figura C.3 – Componentes de sequência positiva e negativa das inter-harmônicas e harmônicas obtidas da Figura C.2.



Fonte: (Uz-Logoglu; Salor; Ermis, 2019)

O que toda a literatura tem em comum é a compreensão de que os harmônicos produzidos por esses equipamentos são maiores do que o estabelecido no (IEEE 519, 2014), definidos nas Tabelas C.2 e C.3:

Tabela C.2 – Limites de distorção de tensão.

Bus voltage $V$ at PCC	Individual harmonic (%)	Total harmonic distortion THD (%)
$V \leq 1.0$ kV	5.0	8.0
$1$ kV $< V \leq 69$ kV	3.0	5.0
$69$ kV $< V \leq 161$ kV	1.5	2.5
$161$ kV $< V$	1.0	1.5 <sup>a</sup>

<sup>a</sup>High-voltage systems can have up to 2.0% THD where the cause is an HVDC terminal whose effects will have attenuated at points in the network where future users may be connected.

Fonte: (IEEE 519, 2014)

Tabela C.3 – Limites de distorção de corrente para sistemas classificados como 120V a 69 kV

Maximum harmonic current distortion in percent of $I_L$						
Individual harmonic order (odd harmonics) <sup>a, b</sup>						
$I_{sc}/I_L$	$3 \leq h < 11$	$11 \leq h < 17$	$17 \leq h < 23$	$23 \leq h < 35$	$35 \leq h \leq 50$	TDD
$< 20^c$	4.0	2.0	1.5	0.6	0.3	5.0
$20 < 50$	7.0	3.5	2.5	1.0	0.5	8.0
$50 < 100$	10.0	4.5	4.0	1.5	0.7	12.0
$100 < 1000$	12.0	5.5	5.0	2.0	1.0	15.0
$> 1000$	15.0	7.0	6.0	2.5	1.4	20.0

<sup>a</sup>Even harmonics are limited to 25% of the odd harmonic limits above.

<sup>b</sup>Current distortions that result in a dc offset, e.g., half-wave converters, are not allowed.

<sup>c</sup>All power generation equipment is limited to these values of current distortion, regardless of actual  $I_{sc}/I_L$ .

where

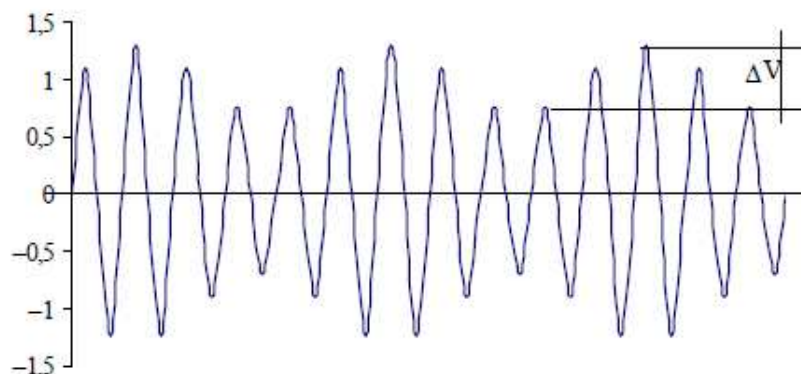
$I_{sc}$  = maximum short-circuit current at PCC

$I_L$  = maximum demand load current (fundamental frequency component)  
at the PCC under normal load operating conditions

Fonte: (IEEE 519, 2014)

### ***Flicker***

EAF e LF também são responsáveis por causar oscilação de tensão no PCC, o que pode resultar em grande flutuação de tensão na rede de distribuição conectada, conforme mostrado na Figura C.4, que, por sua vez, afeta a operação de outras cargas conectadas na rede de distribuição (Bhonsle; Zaveri; Kelkar, 2008). Esse tipo de problema pode levar a pagamentos de multas e solicitações de paradas operacionais pela concessionária de energia, caso os limites pré-estabelecidos nas normas técnicas sejam excedidos (Elnady; Salama, 2003; Instituto Aço Brasil, 2017; Seker et al., 2017; Silsupur; Turkay, 2018; Tomasović Teklić; Periša; Škrlec, 2013). Além do problema de extrapolar os requisitos de padrões e fornecer distúrbios no sistema de rede, pode não ser possível operar o EAF e o LF da maneira ideal se a tensão do barramento flutuar rápida e drasticamente devido à operação do forno. Isso diminuirá a capacidade de fusão e, assim, aumentará o tempo de *tap-to-tap*, causando aumento do custo de produção (Silva; Hultqvist; Wilk-wilczynski, 1996).

Figura C.4 – Modulação de amplitude produzida por *flicker*.

Fonte: (Ries, 2001)

Observa-se que o maior valor de queda de tensão ocorrerá, após um “tempo de desligamento”, quando os eletrodos e o material metálico entrarão em contato, iniciando uma nova fase do processo. Devido à instabilidade do arco, as correntes nos três eletrodos variam constantemente e de forma bastante aleatória, o que resulta em variações de potência reativa no sistema e, conseqüentemente, variações de quedas de tensão no ponto PCC, dado pela Equação (C.1) (Ries, 2001; Zhang; Fahmi; Norris, 2001). Assim, o principal parâmetro do sistema de alimentação que afeta a cintilação resultante das instalações do Forno a Arco é a capacidade de curto-circuito no PCC. Muitos artigos também comprovaram que os *flickers* causados pelas instalações dos Fornos a Arco são superiores aos estabelecidos pelas normas, sendo necessário desenvolver uma solução (Elnady; Salama, 2003; Seker et al., 2017; Silsupur; Turkey, 2018; Tomasović Teklić; Periša; Škrlec, 2013; Zhang; Fahmi; Norris, 2001).

$$\Delta V\% \cong 100 \cdot \frac{\Delta Q}{S_{cc}} [V] \quad (C.1)$$

Existem muitas soluções para esses fenômenos que podem ser definidas de acordo com o estudo do sistema. Conforme verificado na Equação (C.1), o reforço da rede, que significa o aumento da potência de curto-circuito, pode diminuir os valores de flutuação. Assim, os EAFs devem ser conectados aos pontos com maior potência de curto-circuito na rede. Porém, em um sistema existente, essa ação é iniciativa da distribuidora de energia e vem com custo elevado (Seker et al., 2017). Assim, outra forma de reduzir o efeito do *flicker* é reduzir a corrente do arco elétrico utilizando reatores em série. Ne entanto, esse caso causa dois efeitos negativos: a queda da capacidade de produção por conta da limitação de corrente do EAF e a mudança das correntes harmônicas criadas na rede (Seker et al., 2017). Outra solução é especificar uma compensação adequada, como filtros e compensadores estáticos. A aplicação de filtros é

amplamente utilizada na indústria, melhora o suporte de tensão e aumenta o fator de potência para valores de até 0,95 no PCC durante a operação de EAF e LF (White; Dionise; Baron, 2010). Se forem instalados filtros passivos ou ativos, sua operação não deve causar fenômenos transitórios ou ressonâncias que prejudiquem o desempenho da instalação elétrica EAF e LF. Portanto, estudos específicos devem ser realizados para avaliar o impacto das manobras desses filtros no desempenho do sistema elétrico (Gerçek; Köse; Ünsar, 2011; Mendis; Gonzalez, 1992).

Recentemente, têm sido realizados estudos para a instalação de filtros de potência ativa e do Compensador Estático (STATCOM) no PCC da subestação, solução que já está sendo implementada (Asban et al., 2017; Bhonsle; Zaveri; Kelkar, 2008; Gerçek; Köse; Ünsar, 2011; Torabian Esfahani; Vahidi, 2012; Uz-Logoglu; Salor; Ermis, 2019; Zhang; Fahmi; Norris, 2001). No entanto, eles são excessivamente caros para os consumidores. Um Compensador de Var Estático (SVC) consiste em uma solução econômica em relação ao STATCOM e pode também atender aos requisitos mencionados acima (Asban et al., 2017; Silva; Hultqvist; Wilk-wilczynski, 1996).

### **Curto-circuitos**

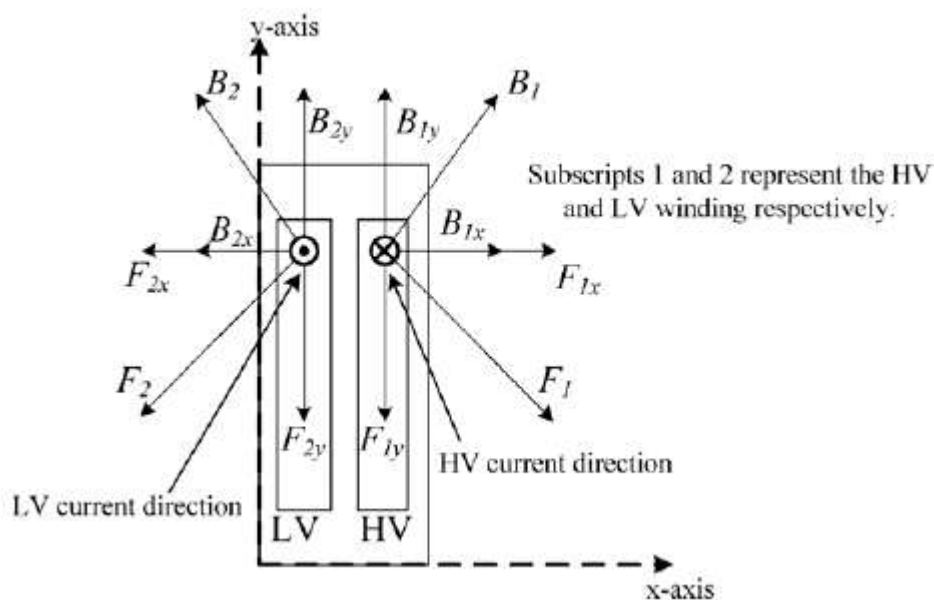
A movimentação da sucata durante seu derretimento no EAF pode causar curto-circuitos quando ela toca nos eletrodos. (Balan et al., 2007). Além disso, quando os eletrodos do EAF ou LF são trocados durante uma parada de manutenção, pode haver curto-circuitos caso não estejam corretamente alinhados. Esse fenômeno pode causar falhas no transformador e nos condutores em seu secundário e, por isso, devem ser fabricados para suportar os altos valores de curto-circuito (Del Vecchio et al., 2002; Heathcote; Franklin, 1998b; Moghaddami; Moghadasi; Sarwat, 2016; Pacific Crest Transformers, 2013a). O efeito das correntes de curto-circuito em transformadores, como na maioria dos outros itens do sistema elétrico, se enquadra em duas categorias: efeitos térmicos e mecânicos.

É bastante simples lidar com os efeitos térmicos de um curto-circuito. Durante esse breve período, é seguro assumir que todo o calor gerado permaneça no cobre, cujo valor deve estar abaixo de um máximo permitido para os enrolamentos isolados com papel imersos em óleo a 250° C. Embora alguns danos ao papel ocorram a essa temperatura, os curto-circuitos são considerados raros o suficiente para que o efeito na vida do isolamento seja considerado

insignificante. Se o enrolamento for de alumínio, a temperatura limite é restrita a 200° C (Heathcote; Franklin, 1998b).

As forças mecânicas de curto-circuito são mais desafiantes. Haverá duas forças: uma radial  $F_x$  na direção x, devido à fuga de densidade de fluxo axial, e uma força axial na direção y,  $F_y$ , devido à fuga de densidade de fluxo radial (HEATHCOTE, 1998, CHEEMA, 2013). A Figura C.5 mostra as forças de curto-circuito radial e axial. Observa-se que as forças radiais nos enrolamentos de baixa tensão (*low-voltage* – LV) e alta tensão (*high-voltage* – HV) estão em direções opostas, enquanto as forças axiais atuam na mesma direção.

Figura C.5 – Ilustração de forças atuando em elementos condutores devido a curto-circuito com vetores de densidade de fluxo de fuga arbitrários,  $B_1$  e  $B_2$ .



Fonte: (Cheema et al., 2013)

O cálculo das forças de curto-circuito é realizado através da Equação (C.2):

$$\vec{F} = L \cdot \vec{I} \times \vec{B} \quad (C.2)$$

Onde,  $L$  é o comprimento do enrolamento,  $\vec{I}$  é o vetor da corrente e  $\vec{B}$  é o vetor da densidade do fluxo.

Assim, as forças de curto-circuito são proporcionais à corrente e a corrente em questão é a inicial de pico assimétrica e não o valor rms. A corrente de curto-circuito pode ser expressa matematicamente por meio da Equação (C.3) (Cheema et al., 2013; Heathcote; Franklin, 1998b).

$$I_{SC} = \frac{k\sqrt{2} \cdot S_{2MVA}}{\sqrt{3} \cdot V \cdot (Z_{2pu} + Z_{5pu})} \quad (C.3)$$

Onde,  $V$  é a tensão nominal de linha,  $Z_{2pu}$  é a impedância por unidade do Transformador do Forno,  $Z_{5pu}$  é a impedância por unidade do forno e  $S_{2MVA}$  é a potência aparente do transformador do forno

O fator de assimetria,  $k\sqrt{2}$ , é dependente da razão X/R no PCC da subestação e seu valor é determinado pela Tabela C.4:

Tabela C.4 – Valores do fator  $k\sqrt{2}$ .

X/R	1	1.5	2	3	4	6	8	10	14
$k\sqrt{2}$	1.51	1.64	1.76	1.95	2.09	2.27	2.38	2.46	2.55

Fonte: (Heathcote; Franklin, 1998b)

Devido à alta impedância entre o secundário do transformador do forno e os eletrodos ( $Z_5$ ), as correntes de curto-circuito podem atingir até 4 vezes a corrente nominal do secundário, que já é um valor muito alto, conforme já discutido neste estudo (Cundeva; Digalovski, 2019). Portanto, o transformador do forno deve ter a capacidade de suportar níveis extremamente elevados de forças eletromagnéticas. Uma das partes estruturais importantes de um transformador de forno são os barramentos de saída de baixa tensão e alta corrente. Por causa das correntes muito altas nesses barramentos, é necessária atenção especial e considerações de projeto.

Existem diferentes metodologias para estimar as forças de curto-circuito em barramentos de alta corrente de transformadores com base na análise de elementos finitos (Abed; Mohammed, 2007; Ahmad et al., 2018; Del Vecchio et al., 2002; Hang Wang; Butler, 2002; Heathcote; Franklin, 1998b; Kladas; Papadopoulos; Tegopoulos, 1994; Kumbhar; Kulkarni, 2007; Moghaddami; Moghadasi; Sarwat, 2016; Salon; LaMattina; Sivasubramaniam, 2000). As forças de curto-circuito nos barramentos de alta corrente têm alta resistência e devem ser avaliadas cuidadosamente para transformadores de EAF e de LF.

## Transitórios Eletromagnéticos

Um transitório ocorre no sistema de energia quando a rede muda de um estado estável para outro. A maioria dos transitórios do sistema de potência em instalações de EAF e LF são, no entanto, o resultado de uma ação de chaveamento. Quando um grande transformador é desconectado em uma situação de carga normal, a corrente e a tensão também estão aproximadamente  $90^\circ$  defasadas com o atraso de corrente. Fechar uma chave ou disjuntor em uma rede predominantemente capacitiva ou indutiva resulta em correntes de *inrush* e sobretensões, que podem causar problemas para o sistema (Sluis, 2001).

As sobretensões de manobra geralmente têm magnitudes de crista que variam de cerca de 1 a 3 pu para surtos fase-terra e de cerca de 2 a 4 pu para surtos fase-fase, dependendo da condição inicial do sistema. As formas de onda variam consideravelmente com tempos de subida variando de 50  $\mu$ s a milhares de  $\mu$ s e tempos a meio-valor na faixa de centenas de  $\mu$ s a milhares de  $\mu$ s. Para fins de teste de isolamento, uma forma de onda tendo um tempo até a crista de 250  $\mu$ s com um tempo até a metade do valor de 2.000  $\mu$ s é frequentemente usada (Grigsby, 2018; IEEE Std C57.98, 2012). Essas sobretensões podem causar redução da vida útil do isolamento do transformador do forno e até sua falha. O prazo para consertar um transformador é longo, podendo alcançar 6 meses, e, durante este período, o forno ficará completamente inoperante (ABM, 1978; Andrade, 1989; Del Vecchio et al., 2002; Heathcote; Franklin, 1998b; Moghaddami; Moghadasi; Sarwat, 2016; Pacific Crest Transformers, 2013a; Ramos, 2019).

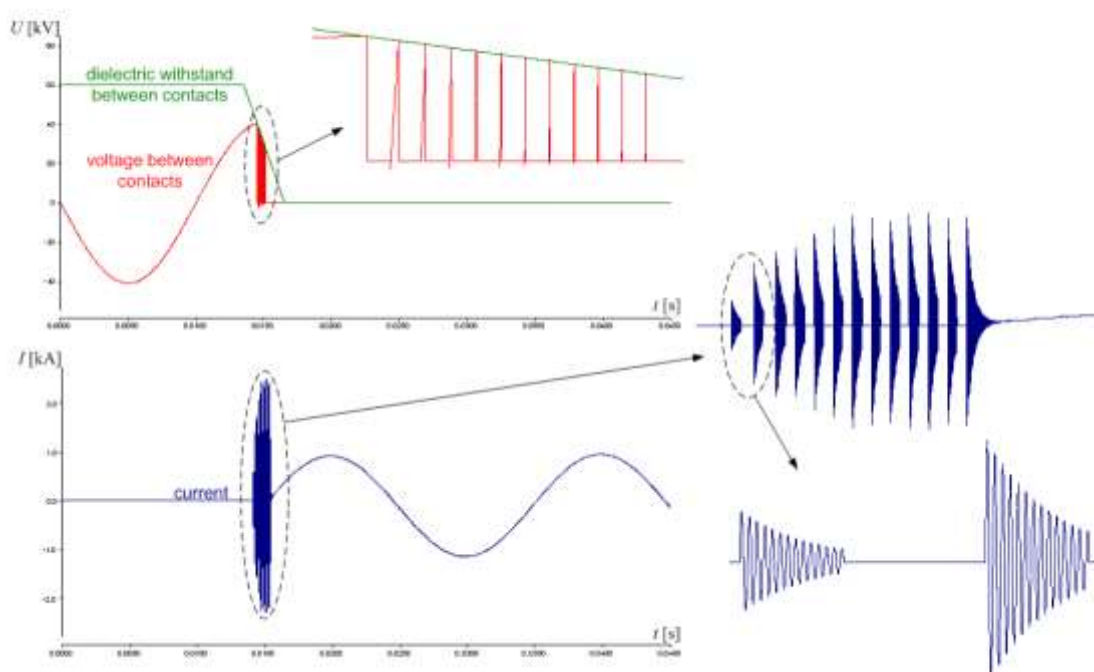
Devido à elevada quantidade de chaveamentos por dia durante a operação de um Forno a Arco, essas plantas normalmente utilizam disjuntores a vácuo (*vacuum circuit breakers* – VCB), pois são dispositivos capazes de suportar altas capacidades de manobra, com longa vida útil e baixa manutenção. A utilização do vácuo como meio de garantir a interrupção é excelente para a durabilidade do disjuntor, pois é capaz de garantir a ausência de agentes que possam danificar os contatos ou materiais isolantes, um problema que afeta principalmente os disjuntores do tipo SF<sub>6</sub>. Os disjuntores a vácuo possuem alta capacidade de interromper a corrente devido ao vácuo presente na câmara de interrupção, o que lhes permite interromper as correntes antes que seu valor seja nulo (Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Florkowski et al., 2020; Mendis; Gonzalez, 1992; Popov; Acha, 1999; Vollet; De Metz-Noblat, 2007). Essa propriedade pode gerar transitórios e causar sobretensões perigosas, podendo acarretar falhas elétricas graves no transformador. No entanto, é importante esclarecer os diferentes fenômenos transitórios envolvidos nesse tipo de aplicação e descrevê-los com algum detalhe, o que é

realizado a seguir, estando os fenômenos divididos em *pre-strike*, *chopping current*, *re-strike* e *virtual current chopping*.

### *Pre-strike*

Um *pre-strike* ocorre quando a tensão entre os contatos cai abruptamente, estabelecendo um arco elétrico que serve como um caminho condutor para uma corrente de alta frequência, conforme ilustrado na Figura C.6. Um fenômeno característico do vácuo é o declínio gradual da corrente, em certa inclinação em (A/ $\mu$ s). A extinção de corrente ocorre quando o VCB desliga quando a corrente atinge zero. Consequentemente, a tensão de recuperação transiente aumenta e, à medida que excede a resistência dielétrica entre os contatos, ocorre outro *pre-strike*. O processo é repetido, levando à ocorrência de vários *pre-strike* antes que os contatos atinjam a posição final fechada, causando um *pre-strike* como a tensão. No entanto, o transiente observado aqui é menos grave do que aqueles verificados durante a abertura do disjuntor porque o *gap* de contato no primeiro *pre-strike* é muito pequeno e também porque o valor de pico das ondas acentuadas diminui com o tempo devido à abordagem do contato (Maksić et al., 2009b; Vollet; De Metz-Noblat, 2007).

Figura C.6 – *Pre-strike* durante fechamento do VCB.

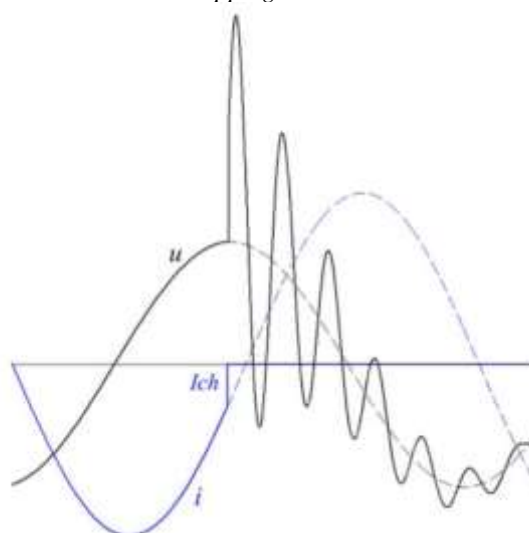


Fonte: (Maksić et al., 2009b)

### ***Chopping current***

As sobretensões resultantes durante a abertura de um VCB são muito maiores. Os VCB têm a capacidade de *chopping current* (cortar a corrente), ou seja, interromper abrupta e prematuramente a corrente antes que ela chegue a zero (até 10A). Quando a corrente é cortada, a energia magnética fica presa no núcleo do transformador do forno, a qual é proporcional à indutância de magnetização e de valor considerável. Como a corrente indutiva não tem caminho para fluir pela chave, ela fluirá pela capacitância do transformador, resultando em um circuito oscilatório e causando sobretensão, conforme ilustrado na Figura C.7 (El-Bages et al., 2015; Garzon, 2002; Maksić et al., 2009b; Mendis; Gonzalez, 1992; Oliveira; Souto; Vilaça, 1999; Popov; Acha, 1999; Shipp et al., 2012; Van Craenenbroeck et al., 1999).

Figura C.7 – *Current chopping* e a sobretensão resultante.



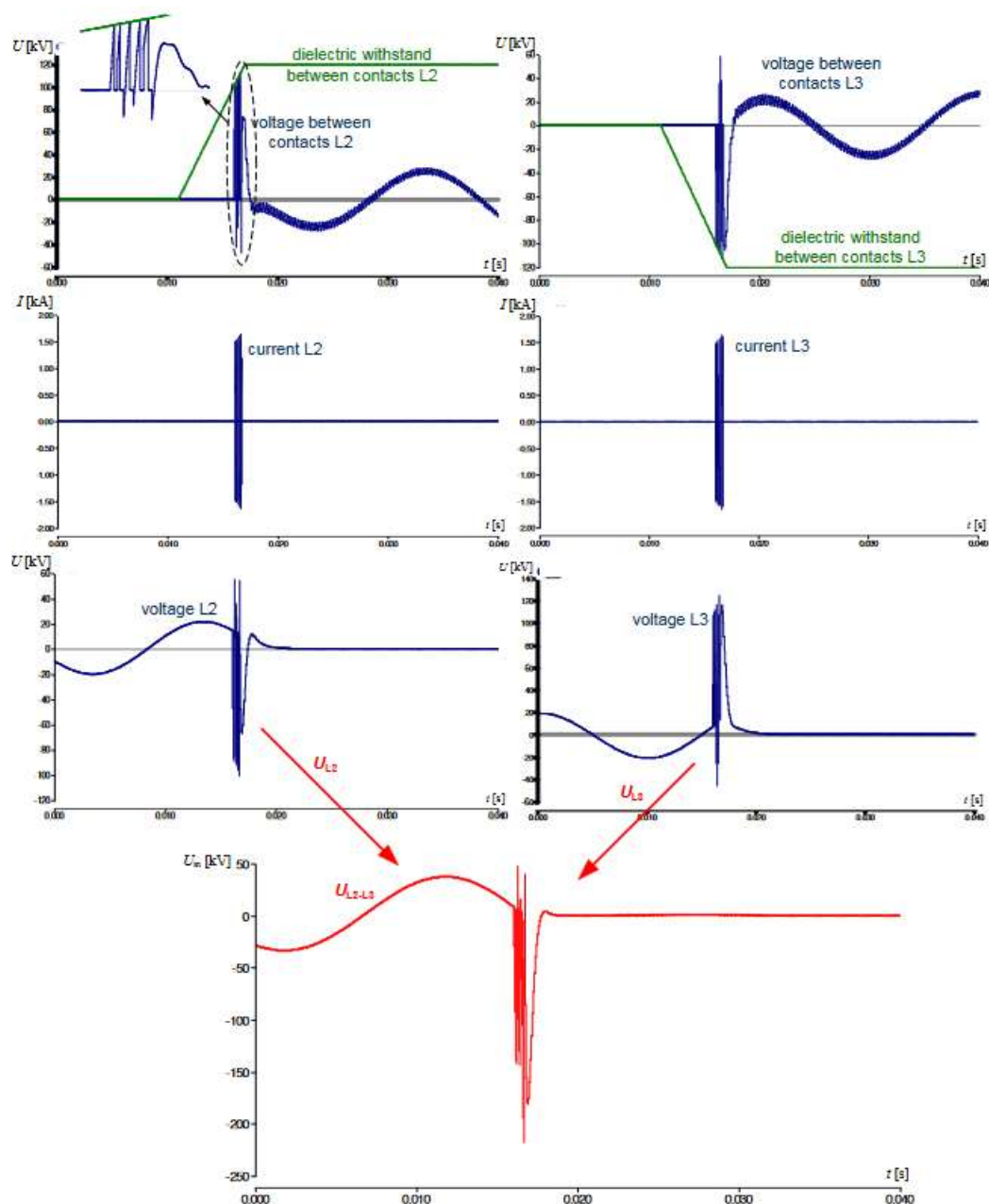
Fonte: (Maksić et al., 2009b)

### ***Re-strike***

Se, durante uma operação de abertura, a tensão de recuperação transitória (TRV) entre os contatos do disjuntor exceder a rigidez dielétrica do *gap*, ocorre um novo re-strike e o disjuntor conduz novamente. Transientes de alta frequência surgem devido à reignição do arco do VCB por meio da abertura repetitiva do contato. Em uma situação crítica, esse fenômeno pode ocorrer várias vezes, levando a uma perigosa escalada de sobretensão nos componentes do circuito, conforme mostrado na Figura C.8 (El-Bages et al., 2015; Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Florkowski et al., 2020; Gustavsson; Lundqvist, 1976; Lastra; Barbieri, 2022; Maksić et al., 2009b; Popov; Acha, 1999; Shipp et al., 2012; Van Craenenbroeck et al., 1999; Vollet;

De Metz-Noblat, 2007). A gravidade de tais sobretensões depende de vários fatores, como o momento de interrupção, tipo de material de contato, estado de vácuo entre os contatos, valor da corrente de corte, impedância do transformador, etc (El-Bages et al., 2015; Maksić et al., 2009b; Popov; Acha, 1999).

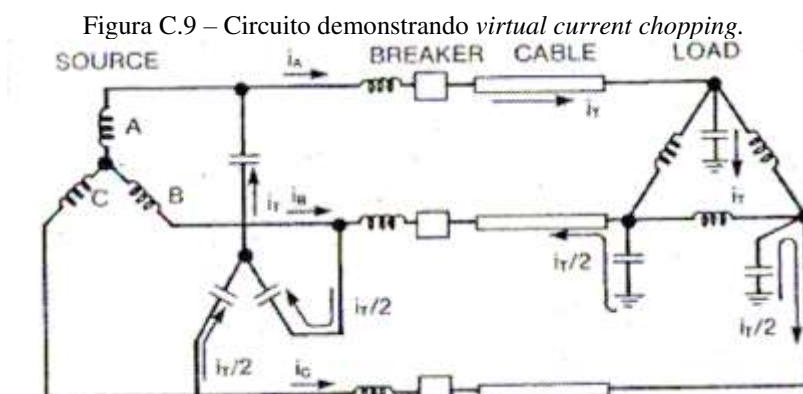
Figura C.8 – Sobretensões sobre abertura do VCB.



Fonte: (Maksić et al., 2009b)

### *Virtual current chopping*

Em um sistema trifásico é realmente improvável que os três polos do disjuntor abram ao mesmo tempo. *Virtual current chopping* (corte de corrente virtual) pode ocorrer quando um Forno a Arco é desenergizado sob carga seguido de reigitação. É causado por uma interação entre duas fases, dependente do acoplamento capacitivo entre as fases. Se uma reigitação em uma fase (fase A, por exemplo) causar uma corrente de alta frequência, uma parte dessa corrente transitória pode fluir na fase B e C através das capacitâncias da rede. Isso poderia causar um cruzamento zero da corrente nessas duas fases; esse fenômeno de corrente zero forçada é o *virtual current chopping* (Figura C.9). Comparado ao *current chopping* normal, o *virtual current chopping* pode ser muito maior e as sobretensões entre as fases B e C podem ser até duas vezes a sobretensão da fase à terra nessas fases (Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Garzon, 2002; Gustavsson; Lundqvist, 1976; Mendis; Gonzalez, 1992; Vollet; De Metz-Noblat, 2007).



Fonte: (Vollet; De Metz-Noblat, 2007)

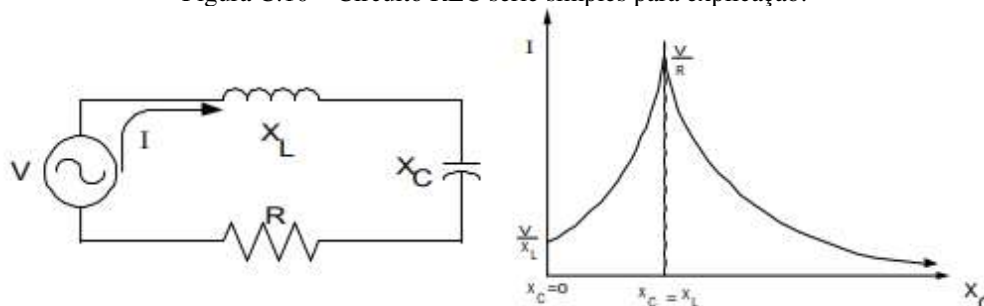
Existem algumas tecnologias sendo aplicadas para tentar mitigar os transientes de tensão e corrente durante a abertura e fechamento do disjuntor de média tensão do EAF e LF, como filtros RC e para-raios (Faranda; Giussani; Testin, 2007a; Gustavsson; Lundqvist, 1976; Santos; Santos; Onofri, 2010; Wagner, 2018), ou também sistema de controle capaz de minimizar a corrente de pico transitória com chave de inserção de resistor ou por fechamento síncrono (Thomas & Betts, 2017; Vacuum Electric Switch Co, 2014). Esses circuitos de proteção são tratados no Apêndice B.

## Ressonância e ferrorressonância

Ressonância e ferrorressonância consistem em outros problemas que podem ocorrer nesses sistemas, podendo também causar falhas no isolamento do forno. Como mencionado anteriormente, o tempo de reparo do transformador de forno é elevado e, durante este período, o forno permanece desligado (ABM, 1978; Andrade, 1989; Del Vecchio et al., 2002). Apesar disso, há poucos artigos e normas específicas voltadas para a aplicação analisada neste texto, o que faz com que o fenômeno não seja amplamente conhecido pelos projetistas de sistemas EAF e LF. Diante disso, busca-se aqui apresentar, de maneira concisa, a teoria que fundamenta esse fenômeno complexo.

Em um circuito de ressonância, as reatâncias capacitivas e indutivas equivalentes são iguais a valores opostos, portanto, a corrente é limitada apenas pela resistência do sistema, resultando em tensões e/ou correntes excepcionalmente altas, conforme ilustrado na Figura C.10. Esse fenômeno de ressonância apresenta um estado de operação estável, e seus efeitos são mitigados pelo controle das frequências do sistema ou pela introdução de resistências puras (Ferracci, 1998; Santoso et al., 2001; Valverde et al., 2007).

Figura C.10 – Circuito RLC série simples para explicação.



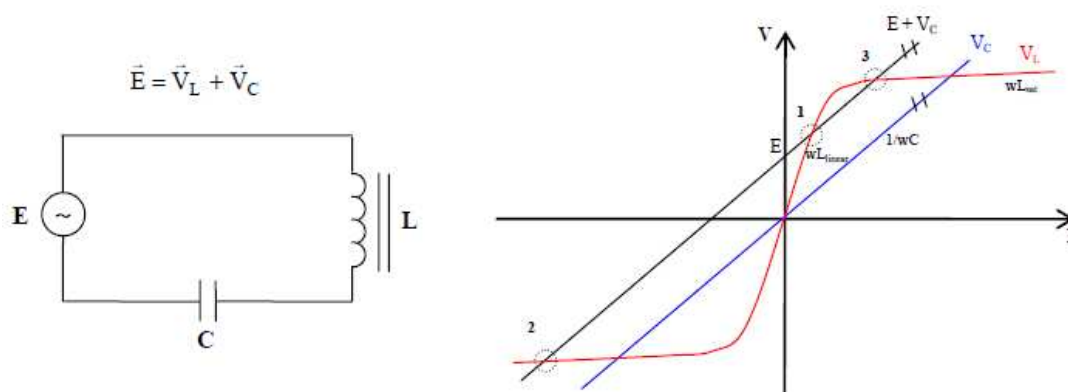
Fonte: (Santoso et al., 2001)

Ferrorressonância é um tipo especial de ressonância, envolvendo a capacitância de um cabo ou capacitores de surto e a indutância não linear do transformador. Aparece após perturbações transitórias ou operações de chaveamento. Isso pode resultar em sobretensões sustentadas e/ou altas correntes, causando stresses excessivos aos para-raios e transformadores de forno (Buigues et al., 2007; Mendis; Gonzalez, 1992; Perez Pineda; Rodrigues; Aguila Tellez, 2018; Santoso et al., 2001; Valverde et al., 2007). Sua compreensão é mais desafiante e requer técnicas sofisticadas de análise de circuitos não lineares.

Figura C.11 mostra um circuito ferrorressonante e sua solução gráfica. Os três possíveis pontos de operação são obtidos como a interseção das linhas  $V_L$  e  $+V_C$ . O ponto 1 é o ponto de

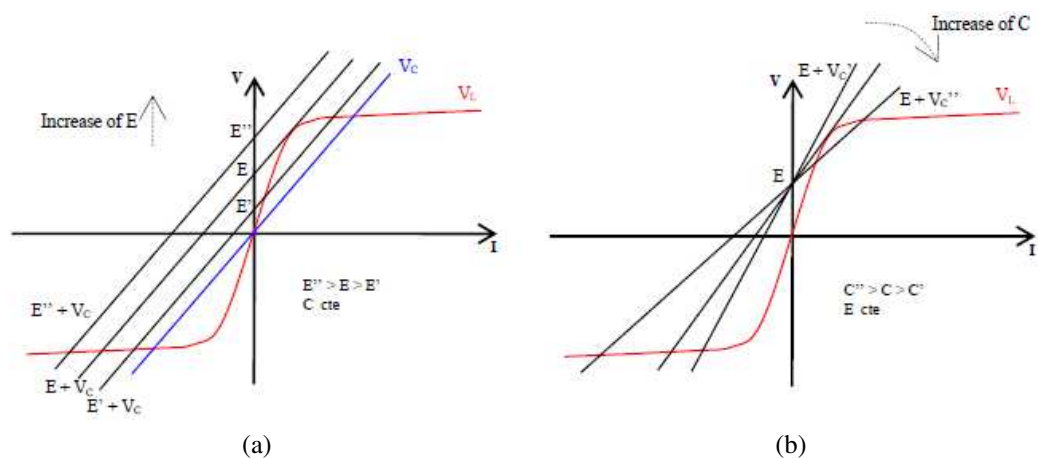
operação estável não ferorrressonante, com uma situação indutiva ( $X_{L-linear} > X_C \rightarrow E = V_L - V_C$ ). No ponto 2 a operação do ferorrressonante é estável, com uma situação capacitiva ( $X_{L-sat} < X_C \rightarrow E = V_C - V_L$ ). Finalmente o ponto 3 mostra operacional instável. O ponto de operação do ferorrressonante pode evoluir se a fonte de tensão  $E$  os valores dos capacitores  $C$  forem alterados, conforme os gráficos das Figuras C.12 (a) e (b) (Valverde et al., 2007).

Figura C.11 – Circuito ferorrressonante série.



Fonte: (Valverde et al., 2007)

Figura C.12 – Gráficos que apresentam solução aumentando (a) a fonte de tensão  $E$  (b) o valor  $C$  do capacitor.



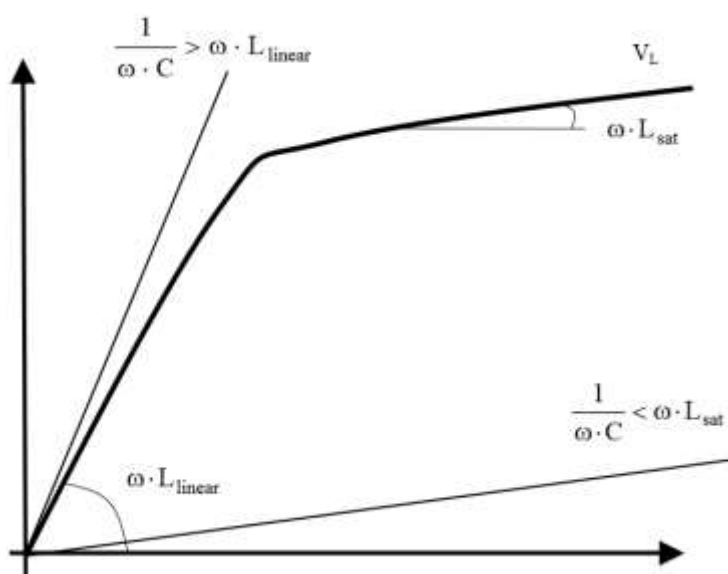
Fonte: (Valverde et al., 2007)

Existem vários sintomas apresentados em sistemas de ferorrressonância, como sobretensões e sobrecorrentes; ruídos audíveis devido à magnetostrição do aço e ao movimento real das lâminas do núcleo; superaquecimento do transformador e da parede do tanque e de outras peças metálicas; falha dos para-raios e da proteção contra sobretensão relacionada ao aquecimento devido à dissipação de energia; cintilação; tensão de isolamento de cabo; (Boutora; Bentarzi, 2019; Buigues et al., 2007; Ferracci, 1998; Santoso et al., 2001; Valverde et al., 2007).

As condições teóricas para evitar a ferorrressonância periódica dependem dos valores de indutância da curva de magnetização e o valor teórico da capacitância equivalente deve estar de acordo com a Equação (C.4). Essa condição está representada na Figura C.13 (Ferracci, 1998; Valverde et al., 2007).

$$\omega \cdot L_{linear} < \frac{1}{\omega \cdot C} < \omega \cdot L_{sat} \quad (C.4)$$

Figura C.13 – Condições periódicas de ferorrressonância.



Fonte: (Valverde et al., 2007)

As principais diferenças entre um circuito de ferorrressonância e um circuito ressonante linear são que o primeiro pode ocorrer em uma ampla faixa de valores do capacitor; a tensão e a frequência da corrente podem ser diferentes daquela da fonte de tensão; a existência de várias respostas de estado estacionário, que são determinadas pelas condições iniciais (Ferracci, 1998).

Alguns dos fatores que podem influenciar esse fenômeno são abertura/fechamento de chaveamento monofásico ou bifásico, tipo de conexão do enrolamento primário do transformador, transformadores de perda baixa ou com carga baixa, características do núcleo de ferro do transformador, valores de capacitância equivalente no sistema e parâmetros de rede, condições iniciais e ponto na onda onde ocorre o chaveamento, uma vez que o sistema é mais sujeito a ferorrressonância quando energizado próximo a 0 graus (Boutora; Bentarzi, 2019; Buigues et al., 2007; Ferracci, 1998; Pereira, 2000; Perez Pineda; Rodrigues; Aguila Tellez, 2018; Valverde et al., 2007).

A ferrorressonância no transformador é mais comum do que em qualquer outro equipamento de alimentação, pois seus núcleos são feitos de materiais ferromagnéticos. Como o sistema de EAF e de LF em estudo é trifásico, é possível que ocorra uma condição anormal em decorrência do circuito aberto de uma das duas fases. Por exemplo, por disjuntor defeituoso ou condutores rompidos, tornando esse fenômeno possível. Um diagrama simplificado de um exemplo foi mostrado na Figuras 3.4 (Electricity Training Association, 1995).

Considerando as situações de um transformador acidentalmente energizado em apenas uma ou duas fases, as decisões preventivas que podem ser tomadas para evitar o aparecimento da ferrorressonância são baseadas em evitar as configurações propensas a este fenômeno, não apenas durante o processo de projeto, mas também durante a operação normal do sistema. Algumas soluções são garantir que os parâmetros do sistema não estão incluídos em uma área de risco, selecionar a combinação correta entre as conexões do transformador e o tipo de construção do núcleo, comutação trifásica, minimizando a capacitância, evitando o uso de transformadores fornecendo uma potência ativa 10% menor que sua potência aparente nominal, trocando transformadores com alguma carga quando possível, aterrando os enrolamentos primários por meio de uma resistência (Buigues et al., 2007; Ferracci, 1998). É importante mencionar que essas técnicas normalmente não devem ser consideradas como base para a tensão nominal do para-raios ou para o projeto de coordenação de isolamento, isso significa que os para-raios não fornecem teoricamente proteção contra ferrorressonância (Ferracci, 1998).