

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA MARIA
CENTRO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Leonardo Hautrive Medeiros

**METODOLOGIA BASEADA EM SIMULAÇÕES PARA
DETERMINAÇÃO DOS ESFORÇOS ELETROMECHANICOS EM
TRANSFORMADORES DE POTÊNCIA**

Santa Maria, RS
2020

Leonardo Hautrive Medeiros

**METODOLOGIA BASEADA EM SIMULAÇÕES PARA DETERMINAÇÃO DOS
ESFORÇOS ELETROMECHANICOS EM TRANSFORMADORES DE POTÊNCIA**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, área de concentração em Sistemas de Energia da Universidade Federal de Santa Maria (UFSM, RS), como requisito parcial para obtenção do título de **Mestre em Engenharia Elétrica**.

Orientador: Prof. Dr. Tiago Bandeira Marchesan

Santa Maria, RS

2020

Medeiros, Leonardo Hautrive
Metodologia Baseada em Simulações para Determinação dos
Esforços Eletromecânicos em Transformadores de Potência /
Leonardo Hautrive Medeiros.- 2020.
144 p.; 30 cm

Orientador: Tiago Bandeira Marchesan
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa
Maria, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Elétrica, RS, 2020

1. Equações de Waters 2. Esforços Eletromecânicos 3.
Método de Elementos Finitos 4. Simulações Computacionais
5. Transformadores de Potência I. Marchesan, Tiago
Bandeira II. Título.

Sistema de geração automática de ficha catalográfica da UFSM. Dados fornecidos pelo autor(a). Sob supervisão da Direção da Divisão de Processos Técnicos da Biblioteca Central. Bibliotecária responsável Paula Schoenfeldt Patta CRB 10/1728.

© 2020

Todos os direitos autorais reservados a Leonardo Hautrive Medeiros. A reprodução de partes ou do todo deste trabalho só poderá ser feita com autorização por escrito do autor.

E-mail: leohm.29@gmail.com.

Leonardo Hautrive Medeiros

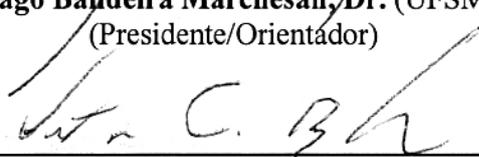
**METODOLOGIA BASEADA EM SIMULAÇÕES PARA DETERMINAÇÃO DOS
ESFORÇOS ELETROMECAÑICOS EM TRANSFORMADORES DE POTÊNCIA**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, da Universidade Federal de Santa Maria (UFSM, RS), como requisito parcial para obtenção de grau de **Mestre em Engenharia Elétrica**.

Aprovado em 28 de fevereiro de 2020:



Tiago Bandeira Marchesan, Dr. (UFSM)
(Presidente/Orientador)



Vitor Cristiano Bender, Dr. (UFSM)



Natalia Braun Chagas, Dra. (UNIPAMPA)

Santa Maria, RS

2020

Dedico este trabalho aos meus pais!

AGRADECIMENTOS

Antes de tudo, muito obrigado aos meus pais, Alessandro e Claire! Vocês são a minha base para tudo e os grandes responsáveis por eu chegar aonde cheguei e ser quem eu sou. Reconheço, acima de tudo, o esforço e a dedicação de vocês para eu alcançar meus objetivos. Esta dissertação é de vocês também! Eu amo vocês! Nos nomes de meus pais também agradeço à toda minha família.

Ao meu orientador, Tiago Marchesan, que desde a graduação acredita no meu potencial e confia em mim para enfrentar os desafios da pesquisa, orientando e guiando, contribuindo para meu crescimento acadêmico e profissional.

Aos membros da banca, por aceitarem participar e contribuírem com críticas e sugestões, a fim de melhorar a qualidade deste trabalho e torná-lo mais completo, contribuindo para o fechamento deste ciclo.

Ao agora engenheiro Guilherme Maschio, que teve papel essencial no desenvolvimento deste trabalho. Tenho orgulho em dizer que trabalhei contigo no mesmo grupo e participei da tua trajetória e formação. Juntos, saímos do zero nesse tema de pesquisa e agora temos uma dissertação como resultado. Com certeza, este trabalho também é teu. Contudo, nenhum trabalho representa a amizade que criamos ao longo desses anos. Muito obrigado pela parceria, pelas trocas de conhecimento, pelas indias!

Ao doutor Dion Lenon, que sempre foi o segundo orientador, auxiliando com seu conhecimento técnico no desenvolvimento de trabalhos juntos, desde a graduação. Fora a parte técnica, obrigado pela amizade ao longo desses anos. Tu és um exemplo de pessoa e profissional a ser seguido.

Aos professores Vitor Bender e Rafael Beltrame do INRI, pelos ensinamentos e amizade no convívio diário e na realização das tarefas nos LabMT e no LabSim.

Aos colegas de pós-graduação pela parceria pessoal e profissional de todos os dias. Obrigado pelas conversas técnicas e aleatórias, pelos almoços no RU, pelas trocas de conhecimentos, pelos momentos de risada pra não chorar com as buchas das pesquisas. Com certeza o mestrado foi mais fácil por conviver com vocês. Um obrigado especial aos que estiveram mais próximos Antônio, Daniela, Filipe, Micael, Thaís, Rodolfo, Rodrigo.

Aos amigos e colegas da graduação, do GEDRE, do INRI, do LabSim, do LabMT, do PEG, do Politécnico, do ATC, da vida, por todo apoio e contribuições, pela amizade e parceria.

Aos órgãos de fomento e instituições que contribuíram com o desenvolvimento desta pesquisa. O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES/PROEX) - Código de Financiamento 001. Obrigado também ao CNPq, UFSM, PPGEE -UFSM, INRI-UFSM, INCT-UFSM.

Muito obrigado!

*“Maybe we need
To look at this world
Less like a square
And more like a circle”*

S.O.J.A.

RESUMO

METODOLOGIA BASEADA EM SIMULAÇÕES PARA DETERMINAÇÃO DOS ESFORÇOS ELETROMECHANICOS EM TRANSFORMADORES DE POTÊNCIA

AUTOR: LEONARDO HAUTRIVE MEDEIROS
ORIENTADOR: TIAGO BANDEIRA MARCHESAN

Os transformadores de potência, responsáveis por adequar os níveis de tensão, são equipamentos essenciais para o funcionamento de sistemas elétricos como um todo. Expostos a diferentes situações, estão sujeitos a diversas falhas que podem acarretar em uma indisponibilidade operativa destes. Entre as falhas, pode haver o rompimento da isolação dielétrica, devido a deformações dos enrolamentos por esforços eletromecânicos oriundos de elevadas correntes, como curtos-circuitos, levando a prejuízos técnicos e financeiros. Este trabalho apresenta uma metodologia para determinação dos esforços eletromecânicos e sua distribuição nos enrolamentos de transformadores de potência através de simulações empregando o Método de Elementos Finitos. Após uma visão geral dos esforços, apresentando situações operativas de elevadas correntes e possíveis deformações, métodos analíticos de cálculo são abordados, expondo suas simplificações e dificuldades de aplicação, com a exemplificação do uso das equações de Waters sobre três arranjos de bobinas concêntricas: mesma altura, *tap* na cabeceira e *tap* central. Diante disso, são apresentadas modelagens 3D e simulações dos mesmos arranjos em *software* de elementos finitos, mostrando a praticidade e aplicabilidade da metodologia de simulação. Após comparar os resultados das simulações com as equações, análises dos esforços radiais e axiais são apresentadas, com detalhamento em divisões modeladas ao longo da altura dos enrolamentos e no entorno da coluna do núcleo, incluindo uma variação paramétrica do tamanho do *tap*. A partir das simulações, verificou-se que as equações analíticas, mesmo com simplificações, são precisas. Adicionalmente, a ferramenta de simulação em elementos finitos mostrou-se bastante eficiente, principalmente por permitir a modelagem e análise de geometrias e arranjos mais complexos, onde a aplicação de equações torna-se limitada. Ainda, com as modelagens em simulação, verificou-se detalhadamente a distribuição dos esforços, além de pontos críticos e características que podem ser levadas em conta em projetos de transformadores mais confiáveis.

Palavras-chave: Equações de Waters, Esforços Eletromecânicos, Método de Elementos Finitos, Simulações Computacionais, Transformadores de Potência.

ABSTRACT

METHODOLOGY BASED ON SIMULATIONS FOR ELECTROMECHANICAL FORCES DETERMINATION ON POWER TRANSFORMERS

AUTHOR: LEONARDO HAUTRIVE MEDEIROS
ADVISOR: TIAGO BANDEIRA MARCHESAN

The power transformers, responsible for adapt the voltage levels, are essential equipment to the operation of electrical systems. Exposed to different situation, they are subject to several failures that can lead to an operational unavailability. Among the failures, there may be the rupture of the dielectric insulation, due the windings deformations by electromechanical forces from high currents, as short-circuits, leading to technical and financial losses. This master thesis presents a methodology for electromechanical forces determination and its distribution in the windings through simulations employing Finite Element Method. After an overview of the forces, presenting operating situations of high currents and possible deformations, analytical methods of calculation are approached, exposing their simplifications and applications difficulties, with the example of the use Waters' equations on three concentric windings arrangements: same height, tap on the end of winding and central tap. Thereby, 3D modeling and simulations of the same arrangements in finite element software are presented, showing the practicality and applicability of the simulation method. After comparing the simulations results with the equations, analyzes of the radial and axial forces are presented, with details in divisions modeled along the height of the windings and around the core column, including a parametric variation in the tap size. From the simulations, it was found that the analytical equations, even with simplifications, are accurate. Additionally, the finite element simulation tool proved to be very efficient, mainly because it allows the modeling and analysis of more complex geometries and arrangements, where the equations applications becomes limited. Still, with simulation modeling, the forces distribution was verified in detail, in addition to critical points and characteristics that can be taken into account I more reliable transformers projects.

Keywords: Waters Equations, Electromechanical Forces, Finite Element Method, Computational Simulations, Power Transformers.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Intensidade de campo magnético em um ponto.....	35
Figura 2 – Orientação da intensidade de campo magnético.....	36
Figura 3 – Relação entre corrente elétrica, campo magnético e força.....	38
Figura 4 – Regra de Fleming.....	38
Figura 5 – Força entre dois condutores paralelos.....	39
Figura 6 – Parte ativa de um transformador trifásico real.....	40
Figura 7 – Orientação do fluxo e campo magnético disperso.....	41
Figura 8 – Disposição dos esforços para caso ideal.....	43
Figura 9 – Esquema genérico da ligação de um <i>tap</i> de regulação de tensão.....	43
Figura 10 – Disposição dos esforços para casos com <i>tap</i> de cabeceira.....	44
Figura 11 - Disposição dos esforços para casos com <i>tap</i> central.....	45
Figura 12 – Tipos de faltas no SEP.....	46
Figura 13 – Forma de onda típica da corrente de curto-circuito trifásico.....	47
Figura 14 – Exemplo de contribuição da GD para um curto-circuito (a) sem e (b) com GD..	48
Figura 15 – Forma de onda típica da corrente de <i>inrush</i>	49
Figura 16 – Parte ativa e seus componentes construtivos.....	51
Figura 17 – Exemplo de <i>buckling</i>	52
Figura 18 – Exemplo de <i>bending</i>	52
Figura 19 – Exemplo de <i>tilting</i>	53
Figura 20 – Relação entre corrente nominal, de curto-circuito e forças.....	54
Figura 21 – Exemplificação do Método das Imagens.....	56
Figura 22 – Variação da densidade de fluxo radial com o número de harmônicas.....	57
Figura 23 – Projeto do protótipo do Waters (dimensões em mm).....	59
Figura 24 – Distribuição do fluxo de dispersão axial.....	60
Figura 25 – Método do Ampère-espira residual – <i>tap</i> cabeceira.....	62
Figura 26 – Arranjos de bobinas com <i>taps</i>	64
Figura 27 – Compressão axial para bobinas sem <i>tap</i>	66
Figura 28 – Método do Ampère-espira residual – <i>tap</i> central.....	68
Figura 29 – Compressão axial para bobinas com <i>tap</i> central.....	69
Figura 30 – Exemplo de aplicação do MEF em um domínio contínuo.....	72
Figura 31 – Simplificações de modelagens 3D e 2D.....	74
Figura 32 – Curva B x H do material ferromagnético utilizado.....	75

Figura 33 – Exemplo de malha gerada na simulação em um corte 2D.....	76
Figura 34 – Modelo simulado – caso ideal – AT em laranja e BT em azul – (a) 3D isométrica, (b) 3D superior e (c) 2D	78
Figura 35 – Divisões (a) radiais e (b) axiais adotadas no modelo 3D	79
Figura 36 – Modelo simulado – <i>tap</i> cabeceira – (a) 3D isométrica e (b) 2D.....	81
Figura 37 – Modelo simulado – <i>tap</i> central – (a) 3D isométrica e (b) 2D.....	82
Figura 38 – Densidade de fluxo magnético disperso – caso ideal.....	86
Figura 39 – Linhas de campo magnético disperso – caso ideal.....	86
Figura 40 – Vetores dos esforços eletromecânicos – caso ideal.....	88
Figura 41 – Esforços radiais dispostos radialmente – caso ideal (em kN).....	90
Figura 42 – Esforços radiais distribuídos nas divisões radiais – caso ideal.....	91
Figura 43 – Esforços radiais distribuídos nas divisões axiais – caso ideal	92
Figura 44 – Compressão axial disposta radialmente – caso ideal (em kN).....	93
Figura 45 – Compressão axial distribuída nas divisões radiais – caso ideal.....	94
Figura 46 – Linhas de campo magnético disperso nas cabeceiras superiores e inferiores – caso ideal.....	95
Figura 47 – Compressão axial distribuída nas divisões axiais – caso ideal	96
Figura 48 – Compressão axial acumulada nas divisões axiais – caso ideal.....	97
Figura 49 – Densidade de fluxo magnético disperso – <i>tap</i> cabeceira.....	99
Figura 50 – Linhas de campo magnético disperso – <i>tap</i> cabeceira	100
Figura 51 – Vetores dos esforços eletromecânicos – <i>tap</i> cabeceira	101
Figura 52 – Esforços radiais dispostos radialmente – <i>tap</i> cabeceira (em kN).....	102
Figura 53 – Esforços radiais distribuídos nas divisões radiais – <i>tap</i> cabeceira.....	102
Figura 54 – Esforços radiais distribuídos nas divisões axiais – <i>tap</i> cabeceira	103
Figura 55 – Esforços axiais dispostos radialmente – <i>tap</i> cabeceira (em kN).....	104
Figura 56 – Esforços axiais distribuídos nas divisões radiais – <i>tap</i> cabeceira	105
Figura 57 – Linhas de campo magnético disperso nas cabeceiras (a) superiores e (b) inferiores – <i>tap</i> cabeceira	106
Figura 58 – Esforços axiais distribuídos nas divisões axiais – <i>tap</i> cabeceira	107
Figura 59 – Compressão acumulada nas divisões axiais – <i>tap</i> cabeceira	108
Figura 60 – Variação do <i>tap</i> na cabeceira da AT	110
Figura 61 – Variação dos esforços radiais de acordo com o <i>tap</i> na cabeceira da AT	111
Figura 62 – Variação dos esforços axiais com o <i>tap</i> na cabeceira da AT – simulado.....	112
Figura 63 – Variação dos esforços axiais de acordo com o <i>tap</i> na cabeceira da AT.....	113

Figura 64 – Densidade de fluxo magnético disperso – <i>tap</i> central.....	115
Figura 65 – Linhas de campo magnético disperso – <i>tap</i> central	116
Figura 66 – Vetores dos esforços eletromecânicos – <i>tap</i> central	117
Figura 67 – Esforços radiais dispostos radialmente – <i>tap</i> central (em kN).....	118
Figura 68 – Esforços radiais distribuídos nas divisões radiais – <i>tap</i> central.....	119
Figura 69 – Esforços radiais distribuídos nas divisões axiais – <i>tap</i> central.....	120
Figura 70 – Compressão e esforços axiais dispostos radialmente – <i>tap</i> central (em kN).....	121
Figura 71 – Compressão e esforços axiais distribuídos nas divisões radiais – <i>tap</i> central	122
Figura 72 – Linhas de campo magnético disperso nas (a) cabeceiras superiores e inferiores e (b) no centro – <i>tap</i> central	123
Figura 73 – Compressão e esforços axiais distribuídos nas divisões axiais – <i>tap</i> central	124
Figura 74 – Compressão axial acumulada nas divisões axiais – <i>tap</i> central.....	125
Figura 75 – Variação do <i>tap</i> central da AT	126
Figura 76 – Variação dos esforços radiais de acordo com o <i>tap</i> central da AT	127
Figura 77 – Variação dos esforços axiais de acordo com o <i>tap</i> central da AT	128
Figura 78 – Variação dos esforços axiais de acordo com o <i>tap</i> central da AT – três fases ...	128
Figura 79 – Variação dos esforços axiais de acordo com o <i>tap</i> central da AT – calculado e simulado	129

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Características elétricas do protótipo.....	59
Tabela 2 – Características construtivas do protótipo.....	60
Tabela 3 – Equações de Waters para esforços axiais em bobinas com <i>taps</i>	64
Tabela 4 – Comparação entre o MEF e Waters – caso ideal.....	80
Tabela 5 – Comparação entre o MEF e Waters – <i>tap</i> cabeceira.....	81
Tabela 6 – Comparação entre o MEF e Waters – <i>tap</i> central.....	83
Tabela 7 – Esforços eletromecânicos – caso ideal.....	87
Tabela 8 – Comparação dos esforços nas três fases – caso ideal.....	87
Tabela 9 – Comparação dos esforços axiais nas três fases – <i>tap</i> cabeceira.....	100
Tabela 10 – Comparação dos esforços axiais nas três fases – <i>tap</i> central.....	116
Tabela 11 – Esforços radiais na fase B – <i>tap</i> central.....	118
Tabela 12 – Comparativo dos esforços radiais nos três arranjos – Fase B.....	131
Tabela 13 – Comparativo dos esforços axiais nos três arranjos – Fase B.....	131

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AT	Alta tensão
BT	Baixa tensão
GD	Geração distribuída
MEF	Método de Elementos Finitos
OOP	Fora de fase (do inglês <i>out-of-phase</i>)
SEP	Sistema Elétrico de Potência
SIN	Sistema Interligado Nacional
pu	Por unidade
<i>bot</i>	Inferior (do inglês <i>bottom</i>)
<i>top</i>	Superior (do inglês <i>top</i>)
2D	Duas dimensões
3D	Três dimensões
$CC_{3\phi}$	Curto-circuito trifásico
$CC_{2\phi}$	Curto-circuito bifásico
$CC_{2\phi g}$	Curto-circuito bifásico-terra
$CC_{1\phi g}$	Curto-circuito monofásico-terra

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Diferença percentual de altura entre bobinas
B	Densidade de fluxo magnético
B_a	Densidade de fluxo magnético axial
B_r	Densidade de fluxo magnético radial
B_{AT}	Densidade de fluxo magnético da alta tensão
B_{BT}	Densidade de fluxo magnético da baixa tensão
d	Distância
D_m	Diâmetro médio do transformador
d_0	Espessura do duto
e_z	Impedância percentual do transformador
F	Força resultante
F_A	Força axial
F_R	Força radial
F_{calc}	Força calculada
F_{sim}	Força simulada
h	Altura do enrolamento
H	Intensidade de campo magnético
H_a	Intensidade de campo magnético axial
H_r	Intensidade de campo magnético radial
I	Corrente elétrica
I_{env}	Corrente elétrica envolvida
I_{AT}	Corrente elétrica da alta tensão
I_{BT}	Corrente elétrica da baixa tensão
J	Densidade de corrente elétrica
N	Número de espiras
S	Potência aparente
V_L	Tensão elétrica de linha
μ_0	Permeabilidade magnética do vácuo
μ_r	Permeabilidade relativa do meio

μ	Permeabilidade absoluta do material
t_1	Espessura da bobina interna
t_2	Espessura da bobina externa
Λ	Permeância por unidade de comprimento na direção radial

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	29
1.1 OBJETIVOS.....	31
1.2 DELIMITAÇÃO DO TRABALHO.....	32
1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO.....	32
2. ESFORÇOS ELETROMECCÂNICOS.....	35
2.1 FORÇAS ELETROMAGNÉTICAS.....	35
2.1.1 Lei de Biot-Savart.....	35
2.1.2 Lei de Ampère.....	36
2.1.3 Lei de Lorentz.....	37
2.2 ESFORÇOS EM TRANSFORMADORES.....	39
2.3 SITUAÇÕES OPERATIVAS DE ELEVADAS CORRENTES.....	45
2.3.1 Correntes de curto-circuito.....	46
2.3.2 Energização.....	49
2.3.3 Sincronismo fora de fase.....	49
2.4 DEFORMAÇÕES E FALHAS.....	50
2.5 CONSIDERAÇÕES DO CAPÍTULO.....	54
3. MÉTODOS ANALÍTICOS DE CÁLCULO.....	55
3.1 MÉTODO DAS IMAGENS.....	56
3.2 MÉTODO DE ROTH.....	57
3.3 MÉTODO DE RABINS.....	58
3.4 MÉTODO DE WATERS.....	58
3.4.1 Forças Radiais.....	60
3.4.2 Forças Axiais.....	62
3.5 CONSIDERAÇÕES DO CAPÍTULO.....	69
4. MÉTODO DE SIMULAÇÃO EM ELEMENTOS FINITOS.....	71
4.1 MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS.....	71
4.2 ETAPAS DE SIMULAÇÃO DE TRANSFORMADORES.....	73
4.3 MODELAGENS E SIMULAÇÕES.....	76
4.3.1 Caso ideal.....	77
4.3.2 Tap na cabeceira.....	80
4.3.3 Tap central.....	82
4.4 CONSIDERAÇÕES DO CAPÍTULO.....	83
5. ANÁLISES DOS ESFORÇOS ELETROMECCÂNICOS.....	85
5.1 CASO IDEAL.....	85
5.1.1 Detalhamento dos esforços radiais.....	89
5.1.2 Detalhamento dos esforços axiais.....	92
5.1.3 Conclusões do caso ideal.....	97
5.2 TAP NA CABECEIRA.....	98
5.2.1 Detalhamento dos esforços radiais.....	101
5.2.2 Detalhamento dos esforços axiais.....	104
5.2.3 Variação paramétrica do tap.....	109
5.2.4 Conclusões do tap cabeceira.....	113
5.3 TAP CENTRAL.....	115
5.3.1 Detalhamento dos esforços radiais.....	117
5.3.2 Detalhamento dos esforços axiais.....	121
5.3.3 Variação paramétrica do tap.....	125
5.3.4 Conclusões do tap central.....	129
5.4 COMPARATIVO ENTRE OS ARRANJOS.....	131

5.5	CONSIDERAÇÕES DO CAPÍTULO.....	132
6.	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	135
6.1	PRODUÇÃO CIENTÍFICA.....	138
6.2	TRABALHOS FUTUROS.....	138
	REFERÊNCIAS.....	139

1. INTRODUÇÃO

Os transformadores de potência têm extrema importância dentro do sistema elétrico como um todo, sendo os elementos responsáveis pela adequação dos níveis de tensão e corrente, conectando as linhas de transmissão e subestações do sistema. Além da sua importância técnica para o sistema, dentro de uma subestação de energia, comparados aos custos totais e dos outros dispositivos, os transformadores são os maiores e mais caros equipamentos (AZEVEDO, 2007; LUIZ, 2007).

Dadas suas grandes proporções e características específicas para cada aplicação, os transformadores requerem uma logística muito bem planejada, desde sua aquisição até sua entrada em operação. São equipamentos que, dependendo das características e aplicação, não se encontram a pronta entrega no mercado. Existe também a necessidade de um transporte muito cauteloso da fábrica até seu local de operação, uma vez que possuem grandes dimensões físicas e, muitas vezes, devem ser transportados com algumas partes desmontadas, o que acaba por expor algumas fragilidades. Ainda, antes de começar a operar, devem passar pela etapa de comissionamento (KULKARNI; KHARPADE, 2004; BARRA, 2017).

Dado aos fatos acima elucidados, verifica-se a necessidade de garantir a correta operação dos transformadores, pois, uma vez que sofrem alguma avaria, além dos prejuízos técnicos perante o sistema, existe um grande ônus financeiro. O reparo de uma unidade transformadora pode envolver gastos com desmontagem, transporte até a fábrica, troca de peças e sistemas, transporte até o local de operação novamente e comissionamento.

Além do custo intrínseco ao equipamento, existe o prejuízo relacionado à interrupção do fornecimento de energia do sistema elétrico em questão. No âmbito de um consumidor industrial, por exemplo, retirar um transformador de operação significa interromper a linha de produção, levando a um grande prejuízo. Já no âmbito das concessionárias de energia, implica em deixar de faturar com o fornecimento de energia e também sofrer penalidades em forma de multas dos agentes regulatórios do setor elétrico (AZEVEDO, 2007).

Nesse sentido, estudos constantes para a melhoria de projeto e aumento da confiabilidade em operação dos transformadores são necessários. Devido a sua característica construtiva e por operar sob condições adversas, como por exemplo, exposição ao tempo e elevadas temperaturas internas, as falhas podem ser de diferentes origens, entre elas elétricas, químicas ou mecânicas. Muitas dessas falhas são oriundas de situações eventuais com grandes solicitações elétricas e mecânicas ao equipamento, como por exemplo, descargas atmosféricas, transitórios de manobras e correntes de curto-circuito.

Como origem elétrica, têm-se as falhas de suportabilidade térmica e dielétrica, quando o equipamento ultrapassa as temperaturas limites e compromete a isolamento interna, respectivamente. As falhas químicas fazem referência às condições do sistema de isolamento. Já as falhas mecânicas dizem respeito aos elementos mecânicos do transformador, a exemplo dos comutadores de *taps*. Diante disso, existem técnicas de monitoramento para tomadas de decisões de manutenção. Contudo, nem todos os defeitos possuem técnicas eficientes, a exemplo da deformação dos enrolamentos devido aos esforços mecânicos por conta de elevadas correntes.

Estudos destacam que a maioria das falhas em transformadores têm sua origem mecânica ou dielétrica, associadas às passagens de elevadas correntes que originam excessivas forças eletromagnéticas (BECHARA, 2010; CIGRE, 1983; SOUZA, 2008). Nesse sentido, os esforços eletromecânicos são um motivo de grande preocupação por parte dos projetistas.

Os enrolamentos e a estrutura de sustentação da parte ativa dos transformadores são projetados para suportarem esforços mecânicos de correntes nominais e de sobrecarga, além de situações de elevadas correntes, como energizações e curtos-circuitos. Uma vez em situações que provocam correntes maiores que os limites de projeto, os esforços mecânicos levam o transformador ao sinistro, deformando os enrolamentos, comprometendo as isolações sólidas e os elementos de sustentação.

Diante desse cenário, há normativas que tratam do projeto de transformadores para suportarem esforços eletromecânicos, a exemplo da ABNT NBR 5356-5 e IEC 60076-5, com guias para cálculo da corrente de curto-circuito e realização de ensaios.

Ensaio de curto-circuito são a técnica mais confiável para avaliar a suportabilidade mecânica de transformadores diante de cenários de faltas no sistema. No entanto, não são ensaios triviais, exigem uma logística especial e um grande aparato em termos de sistema para sua realização. Apesar de verificar o desempenho do equipamento e servir de guia para o processo de fabricação do mesmo, esse ensaio não oferece com precisão a distribuição dos esforços nos enrolamentos do transformador. Diante disso, diversos autores e estudos já propuseram maneiras analíticas de calcular e prever as forças atuantes nos enrolamentos dos transformadores. Contudo, esses métodos possuem limitações e fazem uso de simplificações, que podem levar a resultados imprecisos, inviabilizando a aplicação para arranjos de bobinas mais complexos (WATERS, 1966; KULKARNI; KHARPADE, 2004).

Com a evolução da computação e das tecnologias, uma alternativa que surge é o uso de simulações computacionais empregando o método de elementos finitos. Essa ferramenta já se mostrou eficiente e confiável em relação aos antigos métodos analíticos e é amplamente

utilizada em diversos ramos na indústria, permitindo que projetos, de diversas características e complexidades, sejam avaliados e corrigidos sem a necessidade da construção e teste de um protótipo.

Dessa forma, estudos visando o comportamento dos esforços eletromecânicos nos enrolamentos dos transformadores, para um projeto dimensionado corretamente diante de situações de curtos-circuitos e elevadas correntes, são justificados. O presente trabalho traz uma metodologia para determinação dos esforços e sua distribuição nos enrolamentos de transformadores de potência empregando simulações em elementos finitos.

1.1 OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo geral apresentar uma metodologia empregando o Método de Elementos Finitos para determinação dos esforços eletromecânicos sobre os enrolamentos de transformadores de potência. Com esta metodologia de simulação busca-se determinar os esforços sobre as bobinas como um todo, mas também de maneira detalhada, obtendo os esforços ao longo da altura das bobinas e no entorno da coluna do núcleo, identificando pontos críticos e influências de outros componentes. A metodologia proposta, uma vez apresentando pequenas diferenças diante de métodos analíticos de cálculo, aplica-se aos mais diversos arranjos de bobinas, desde os mais comuns até os mais complexos, permitindo análises detalhadas que possibilitam otimizar projetos de transformadores. Para isso, têm-se como objetivos específicos:

- Apresentar uma abordagem geral das forças eletromagnéticas e como surgem e atuam em transformadores, bem como algumas situações operativas de elevadas correntes e suas possíveis deformações;
- Analisar e apresentar os diferentes comportamentos dos esforços para três arranjos de bobinas concêntricas: mesma altura sem *tap*, *tap* na cabeceira e *tap* no centro;
- Apresentar métodos analíticos de cálculo dos esforços, mostrando as suas características, com uma explicação dos estudos de Waters, que propôs equações empíricas para determinação dos esforços com base em protótipos experimentais, e uma aplicação das suas equações para um protótipo com os três arranjos de bobinas citados;
- Apresentar uma metodologia de simulação computacional empregando o Método de Elementos Finitos, com o *software* ANSYS Electronics Desktop®, incluindo modelagens e análises dos três arranjos citados, baseado no protótipo analisado com as equações de Waters;

- Realizar simulações do transformador modelado e apresentar, detalhadamente, o comportamento e distribuição dos esforços radiais e axiais nas três fases, no entorno da coluna do núcleo e ao longo da altura dos enrolamentos;
- Apresentar a praticidade e as vantagens do uso de simulações computacionais empregando o Método de Elementos Finitos para determinação de esforços eletromecânicos;
- Comparar as simulações realizadas de acordo com as equações empíricas de Waters, identificando as simplificações existentes nelas e complementando os seus resultados, de modo a também verificar a validade das equações.

1.2 DELIMITAÇÃO DO TRABALHO

A determinação e análises dos esforços eletromecânicos apresentadas neste trabalho estão delimitadas a transformadores elétricos de potência, de dois enrolamentos com bobinas concêntricas e núcleo do tipo envolvido, sem bobina de regulação de tensão, a qual é feita por *taps* reguladores na bobina externa de alta tensão. Contudo, uma vez que o método de simulação apresentado neste trabalho possui pequenas diferenças diante de métodos analíticos de cálculo empregados na indústria, tal metodologia pode ser empregada em estudos e análises com diferentes configurações de núcleos e enrolamentos, inclusive as mais complexas e pouco usuais.

1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

O presente capítulo apresentou uma introdução do trabalho, destacando características do transformador e a importância do estudo realizado, além dos objetivos e delimitações do mesmo desta dissertação.

No Capítulo 2 é apresentada uma visão geral dos esforços eletromecânicos em transformadores. Após uma revisão das leis do eletromagnetismo e da eletrodinâmica, mostra-se como surgem e atuam os esforços nos enrolamentos, bem como algumas situações operativas de elevadas correntes elétricas e esforços sobre os transformadores. Ainda, são apresentadas possíveis deformações causadas por eles.

No Capítulo 3, alguns métodos analíticos de cálculo de esforços eletromecânicos de curto-circuito são abordados, trazendo uma análise do estudo de Waters, detalhando a teoria do fenômeno e apresentando suas equações analíticas. São analisados os esforços sobre arranjos de bobinas concêntricas de mesma altura, com *tap* na cabeceira e com *tap* central, com base

nos seus modelos experimentais. As equações e teoria apresentadas servem como comparação para os resultados das simulações apresentados na sequência do trabalho.

No Capítulo 4 é apresentado o Método de Elementos Finitos, empregado pelo *software* de simulações ANSYS Electronics Desktop®, utilizado neste trabalho. Após isso, são apresentadas as modelagens realizadas dos três arranjos de bobinas já mencionados para um dos modelos de transformadores experimentais de Waters, além de como as simulações foram realizadas. Os resultados absolutos obtidos com as simulações são expostos, discutidos e comparados com os valores obtidos pelas equações analíticas, indicando a assertividade do método de simulação empregado.

No Capítulo 5 são apresentadas a determinação e as análises realizadas dos esforços. Os resultados absolutos apresentados no capítulo anterior são detalhados ao longo das divisões modeladas nos enrolamentos. O comportamento e distribuição dos esforços eletromecânicos radiais e axiais, em todo enrolamento para os três arranjos simulados, são apresentados e discutidos.

Por fim, o Capítulo 6 traz as considerações e conclusões finais do trabalho, bem como as sugestões de trabalhos futuros e a produção científica resultante da dissertação.

2. ESFORÇOS ELETROMECAÑNICOS

Neste capítulo é feita uma abordagem do fenômeno das forças eletromagnéticas e esforços eletromecânicos nos transformadores elétricos. Para isso, são tratados leis e conceitos do eletromagnetismo e eletrodinâmica que permitem entender as forças eletromagnéticas nos enrolamentos de transformadores de potência, bem como seu comportamento.

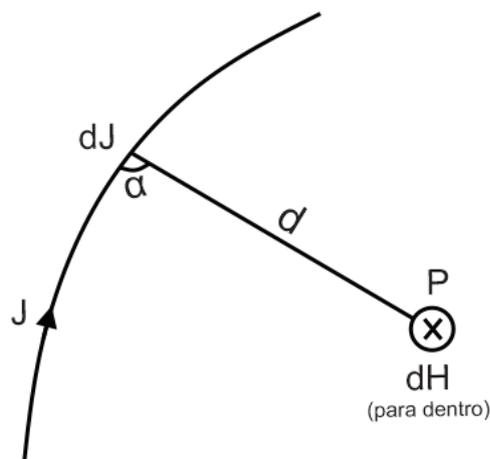
2.1 FORÇAS ELETROMAGNÉTICAS

Para compreender como surgem as forças nos enrolamentos dos transformadores e o comportamento dos esforços, alguns conceitos e leis da física e da eletrodinâmica são fundamentais. A Lei de Biot-Savart e a Lei de Ampère são importantes no cálculo do campo magnético e essenciais para a aplicação da Lei de Lorentz, que estabelece as forças eletromagnéticas a partir da interação entre corrente elétrica e campo magnético.

2.1.1 Lei de Biot-Savart

A Lei de Biot-Savart trata da relação entre um elemento de corrente e seu campo magnético gerado. Define, através da equação (1), a intensidade do campo magnético dH em um ponto qualquer P , a uma distância d , gerada por um elemento diferencial de corrente elétrica $J \cdot dV$ (SADIKU, 2004). A Figura 1 ilustra essa relação.

Figura 1 – Intensidade de campo magnético em um ponto



Fonte: Adaptado de (SADIKU, 2004).

$$H = \int_v \frac{J \cdot dv}{4 \cdot \pi \cdot d^2} \cdot \vec{a}_r \quad (1)$$

Em que:

$H \rightarrow$ Intensidade do campo magnético (A/m);

$J \rightarrow$ Densidade de corrente em um volume (A/m²);

$d\nu \rightarrow$ Elemento diferencial de volume (m³);

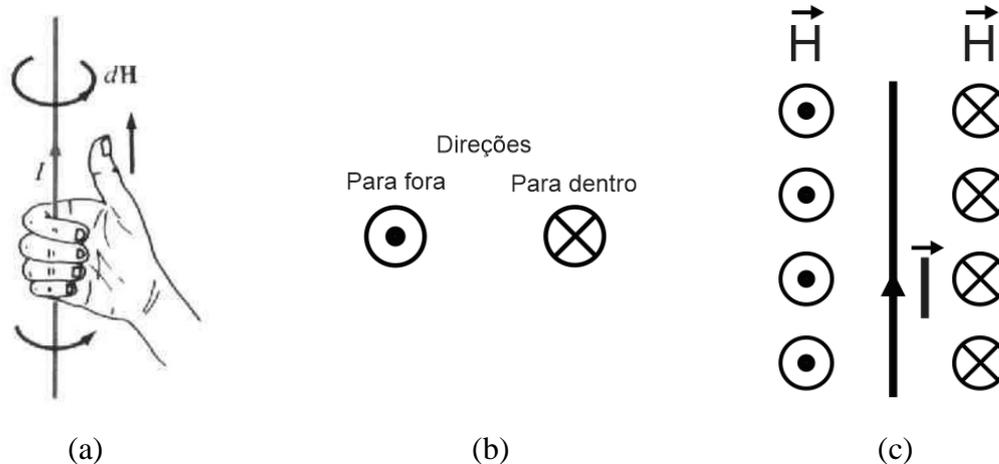
$d \rightarrow$ Distância (m);

$\vec{a}_r \rightarrow$ Vetor unitário adimensional.

Como o campo magnético é uma grandeza vetorial, sua orientação precisa ser definida.

A “regra da mão direita” determina a orientação da intensidade de campo magnético (\vec{H}) através de um simples gesto com a mão direita: aponta-se o dedo polegar no sentido da corrente elétrica e se dobra o restante dos dedos da mão direita sobre o condutor dessa corrente. O sentido dos dedos dobrados indica a orientação de (\vec{H}). Convencionalmente, esta orientação é definida como “entrando” ou “saindo” do plano por um círculo com a letra “X” ou com um “ponto” dentro, respectivamente. A Figura 2 ilustra essa orientação.

Figura 2 – Orientação da intensidade de campo magnético



Fonte: Adaptado de (SADIKU, 2004).

2.1.2 Lei de Ampère

Já a Lei de Ampère diz que a integral em um caminho fechado da intensidade de campo magnético (\vec{H}) corresponde à corrente líquida envolvida neste caminho (I_{env}). Essa relação é expressa pela equação (2), que pode ser entendida como um caso especial da Lei de Biot-Savart e como uma forma mais simples de determinar a intensidade de campo magnético a partir da corrente elétrica (SADIKU, 2004).

$$\oint H \cdot dl = I_{env} \quad (2)$$

O campo magnético (\vec{H}) se relaciona com o meio em que está atuando e estabelece a densidade de fluxo magnético (\vec{B}). Essa relação depende da permeabilidade magnética do meio. A equação (3) expressa essa relação para um campo magnético no vácuo.

$$B = \mu_0 \cdot H \quad (3)$$

Em que:

$\mu_0 \rightarrow$ Permeabilidade magnética do vácuo (H/m);

$B \rightarrow$ Densidade de fluxo magnético (Wb/m² ou T);

$H \rightarrow$ Intensidade do campo magnético (A/m).

Quando o meio em que o campo magnético está atuando não é o vácuo, determina-se a permeabilidade relativa do meio, através da equação (4).

$$\mu_r = \frac{\mu}{\mu_0} \quad (4)$$

Em que:

$\mu_r \rightarrow$ Permeabilidade relativa do meio;

$\mu \rightarrow$ Permeabilidade absoluta do material (H/m).

2.1.3 Lei de Lorentz

A interação entre uma corrente elétrica e um campo magnético resulta no surgimento de uma força eletromagnética. Dessa forma, um condutor percorrido por corrente imerso em um campo magnético será submetido à uma força eletromagnética resultante dessa interação. Essa relação é dada pela expressão da Lei de Lorentz, conforme a equação (5), em que o produto vetorial entre a densidade de corrente elétrica e o campo magnético resulta em uma força ortogonal aos dois (HAYT Jr.; BUCK, 2012; KULKARNI; KHARPADE, 2004; RIES, 2007; WATERS, 1953, 1966).

$$\vec{F} = \vec{j} \times \vec{B} \quad (5)$$

Em que:

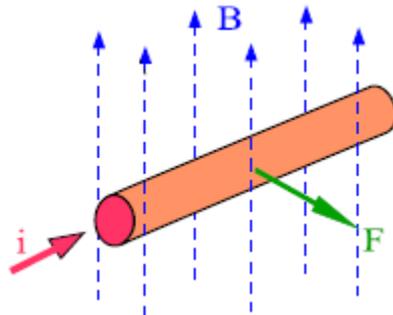
$\vec{F} \rightarrow$ Densidade volumétrica de força magnética (N/m³);

$\vec{j} \rightarrow$ Densidade superficial de corrente elétrica (A/m²);

$\vec{B} \rightarrow$ Densidade de fluxo magnético (T).

A Figura 3 ilustra a relação de um elemento percorrido por corrente elétrica i imerso em uma região de densidade de fluxo magnético B com o surgimento de uma força F .

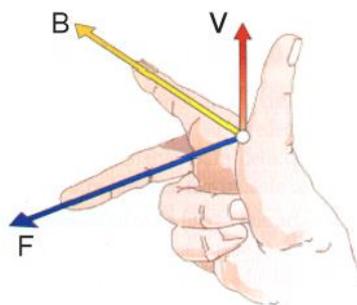
Figura 3 – Relação entre corrente elétrica, campo magnético e força



Fonte: Adaptado de (AGUIAR, 2007).

Como a força magnética surge de um produto vetorial, o seu sentido segue a regra do produto vetorial. Ou seja, a força magnética será sempre perpendicular tanto à corrente elétrica quanto ao campo magnético. Dessa maneira, é possível determinar o sentido da força a partir da regra de Fleming, que também é um simples gesto utilizando a mão direita, ilustrada na Figura 4. Consiste em apontar o dedo polegar no sentido da velocidade das cargas elétricas \vec{v} , ou seja, da corrente elétrica, e o dedo indicador no sentido do campo magnético. Com isso, aponta-se o dedo médio perpendicularmente aos outros dois, sendo este o sentido da força magnética.

Figura 4 – Regra de Fleming



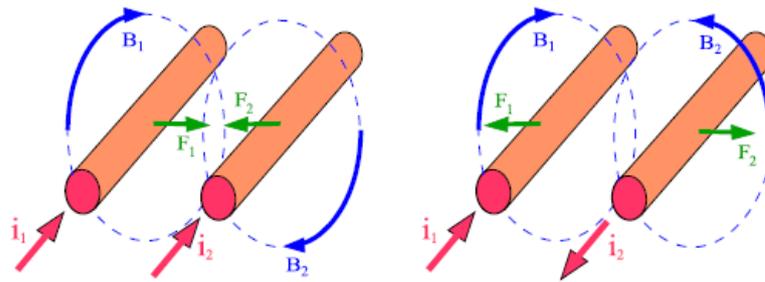
Fonte: Adaptado de (VILLATE, 2012).

Nos motores elétricos, esse é o princípio de funcionamento, uma vez que as forças eletromagnéticas oriundas dessa interação entre corrente e campo levam ao movimento do seu rotor. Essas forças também surgem nos transformadores elétricos, porém, como são dispositivos

estáticos, tais esforços mecânicos devem ser contidos e suportados pelo equipamento. Caso contrário, o transformador pode ter sua integridade física comprometida (RIES, 2007).

Para compreender o fenômeno das forças eletromagnéticas em transformadores, é preciso observar a relação entre dois condutores em paralelo, percorridos por correntes elétricas diferentes. Cada condutor produz um campo magnético diferente que interage com o outro condutor. O condutor percorrido por uma corrente i_1 produz uma densidade de campo magnético B_1 , enquanto o condutor com corrente i_2 , produz B_2 . Dessa forma, cada condutor é submetido à uma força eletromagnética, F_1 e F_2 . Dependendo dos sentidos das correntes, tais forças são de atração ou de repulsão. Se as correntes forem no mesmo sentido, as forças são de atração entre os condutores. Se forem em sentidos opostos, as forças serão de repulsão (AGUIAR, 2007; RIES, 2007). A Figura 5 ilustra essa interação.

Figura 5 – Força entre dois condutores paralelos



Fonte: (AGUIAR, 2007).

Uma vez que cada bobina do transformador conduz uma corrente elétrica e gera um fluxo magnético que interage com a outra bobina, é a partir desse mesmo princípio e comportamento que as forças eletromecânicas surgem e atuam na parte ativa de transformadores, como é visto na seção seguinte.

2.2 ESFORÇOS EM TRANSFORMADORES

Analisando construtivamente a parte ativa de um transformador, ilustrada na Figura 6, na grande maioria dos casos, tem-se a bobina interna de baixa tensão (BT) em volta do núcleo magnético e, sobre ela, de forma concêntrica, a bobina externa de alta tensão (AT). Entre as bobinas e o núcleo existe um espaço preenchido pelo óleo isolante, no caso de transformadores imersos, ou ar, para transformadores a seco. Essa construção também é válida para equipamentos com relação de transformação unitária. Observa-se também que, como as bobinas possuem formato cilíndrico ao redor das colunas do núcleo, parte delas localizam-se entre as

estruturas superior e inferior do núcleo, que caracteriza a janela magnética, e parte delas permanecem fora da janela. Destaca-se que essa disposição em relação à janela magnética tem impacto direto sobre o comportamento do campo magnético disperso e dos esforços eletromecânicos.

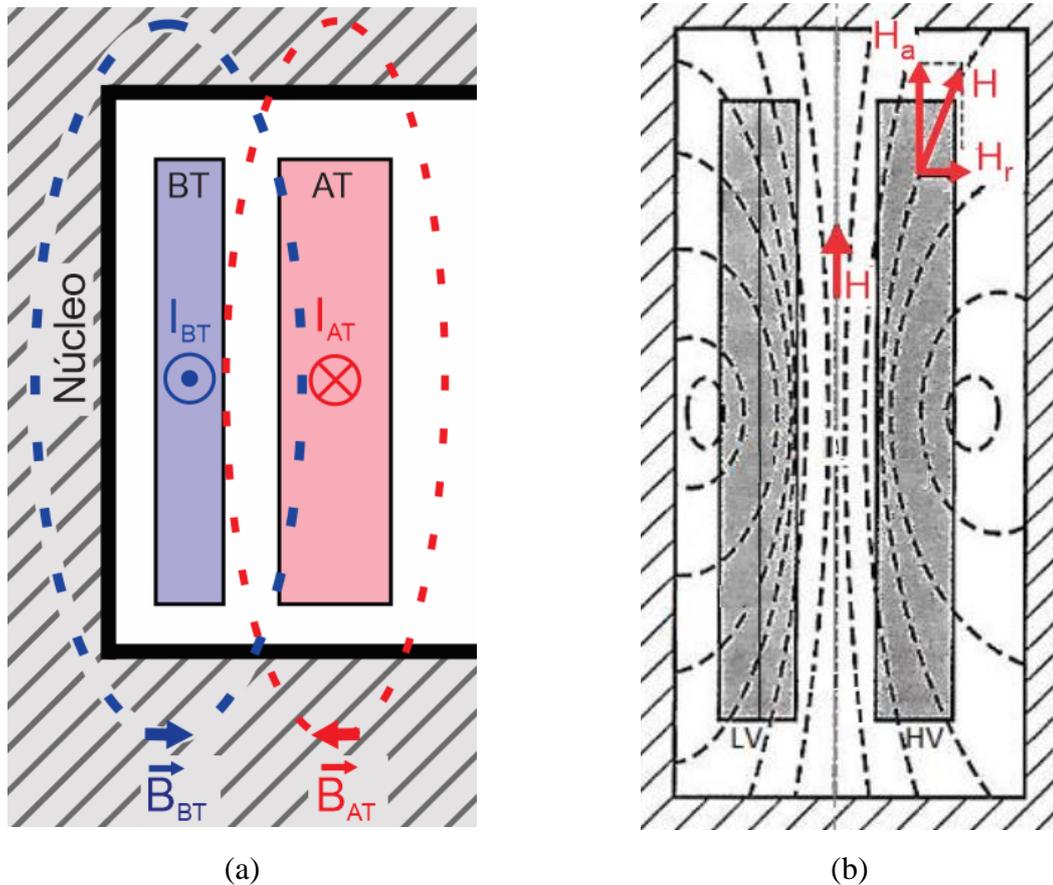
Figura 6 – Parte ativa de um transformador trifásico real



Fonte: (BALDIN, 2018).

Pela Lei de Faraday-Lenz, correntes em sentidos opostos circulam pelas bobinas, de modo que produzam fluxos magnéticos também em sentidos opostos, que tendem a se anular. O resultado disso é um fluxo magnético mútuo. Em um transformador ideal, esse fluxo é totalmente concatenado pelas bobinas e circula somente pelo núcleo magnético. Contudo, os transformadores não são equipamentos ideais. O núcleo não possui permeabilidade magnética infinita e, portanto, parte desse fluxo circula por fora dele. O fluxo que “escapa” do núcleo circula sobre e entre as duas bobinas. Essa parcela de fluxo recebe o nome de fluxo disperso, ou de dispersão (KULKARNI; KHARPADE, 2004; RIES, 2007). A Figura 7 mostra o comportamento de um fluxo disperso sobre uma representação parcial em 2D de uma fase.

Figura 7 – Orientação do fluxo e campo magnético disperso



Fonte (a) Autor e (b) Adaptado de (SATHYA; SAVADAMUTHU, 2019).

A Figura 7 (a) ilustra a orientação do fluxo disperso, resultado de \vec{B}_{BT} e \vec{B}_{AT} , em virtude das correntes opostas das duas bobinas, I_{BT} e I_{AT} , em um corte em duas dimensões de metade de uma fase. Percebe-se que, na região entre elas, o fluxo gerado por cada uma tem o mesmo sentido e, portanto, se somam. Também é possível perceber que o seu comportamento muda ao longo do enrolamento.

A Figura 7 (b) mostra com mais detalhes a orientação e o comportamento do campo disperso. Nota-se que, na maior parte central dos enrolamentos, o campo e o fluxo são predominantemente axiais. Já nas extremidades superior e inferior, chamadas de cabeceiras das bobinas, como o fluxo busca o caminho de menor relutância, ocorre uma curvatura, também chamada de franjamento (RIES, 2007; AZEVEDO, 2007).

Como cada espira do enrolamento está conduzindo a mesma corrente elétrica, os dois enrolamentos se comportam como dois grandes condutores em paralelo, conduzindo correntes opostas. Uma vez que eles estão em uma região imersos no fluxo disperso, há uma interação entre corrente elétrica e fluxo magnético. Pela Lei de Lorentz, portanto, existem forças

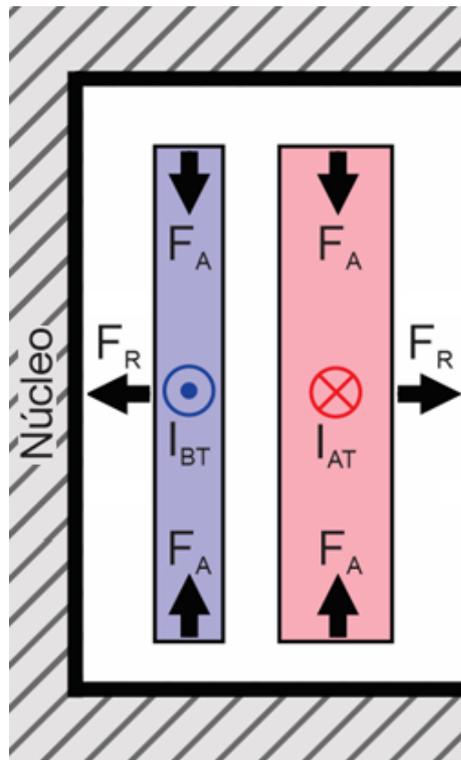
eletromagnéticas atuando sobre os enrolamentos do transformador, também chamadas de esforços eletromecânicos. É importante destacar que essas forças são diretamente proporcionais ao quadrado da corrente que circula no enrolamento, e possuem uma característica vibratória no dobro da frequência de excitação do equipamento (KULKARNI; KHARPADE, 2004; RIES, 2007; WATERS, 1966).

Como visto na Figura 7 (b), o campo disperso pode ser decomposto em uma parcela axial \vec{H}_a e outra radial \vec{H}_r . Logo, as forças resultantes também podem ser analisadas de forma separada, axial e radialmente, \vec{F}_A e \vec{F}_R , respectivamente. Dessa forma, pela regra de Fleming, a corrente interagindo com a parcela axial do fluxo, resulta em forças radiais, enquanto com a parcela radial, resulta em forças axiais. Do ponto de vista radial, os dois enrolamentos sofrem esforços de repulsão. Isto é, o enrolamento de BT, interno, sofre uma compressão em direção ao núcleo, enquanto o enrolamento de AT, externo, sofre uma expansão na direção oposta ao núcleo (BILLIG, 1946; RIES, 2007; WATERS, 1953, 1966).

Esses esforços radiais se mantêm para qualquer arranjo de enrolamentos. Já do ponto de vista axial, a parcela radial do fluxo sofre alterações e, conseqüentemente, os esforços axiais também. Isso acontece em arranjos com bobinas de diferentes alturas, desalinhadas magneticamente e, principalmente, na presença de *taps* que regulam a tensão. Uma vez que o transformador é projetado com uma relação de ampère-espira balanceada entre as duas bobinas, *taps* nas bobinas resultam em uma distribuição desequilibrada de ampère-espira ao longo da sua altura, levando a um ampère-espira residual (BILLIG, 1946; RIES, 2007; WATERS, 1953, 1966). Uma explicação mais detalhada é apresentada no Capítulo 3.

Para bobinas de mesma altura e uma distribuição equilibrada da relação ampère-espira, considerado o caso ideal construtivamente, os esforços axiais são sempre de compressão, tanto na BT quanto na AT. As parcelas superiores das bobinas são forçadas para baixo, enquanto as parcelas inferiores são forçadas para cima. Isso resulta em uma compressão máxima nas espiras centrais das bobinas (BILLIG, 1946; RIES, 2007; WATERS, 1953, 1966). A Figura 8 ilustra os esforços resultantes nas direções axial, \vec{F}_A , e radial, \vec{F}_R , para as duas bobinas de um caso ideal, bobinas de mesma altura, em uma representação parcial em 2D de uma fase.

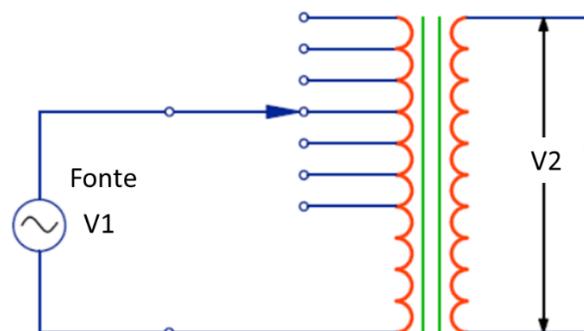
Figura 8 – Disposição dos esforços para caso ideal



Fonte: Autor.

Existem situações e arranjos em que a bobina externa, de alta tensão, possua algum tipo de *tap* para regulação de tensão elétrica, que é o nome dado ao mecanismo que altera a relação de transformação do equipamento, visando manter uma tensão elétrica constante em uma das bobinas, alterando o número de espiras da bobina. Ao alterar o número de espiras de uma bobina, resulta em diferenças de altura entre as duas bobinas, o que modifica o comportamento do campo magnético disperso radial (RIES, 2007). A Figura 9 ilustra um esquema de um *tap* de regulação de tensão na cabeceira superior da bobina.

Figura 9 – Esquema genérico da ligação de um *tap* de regulação de tensão

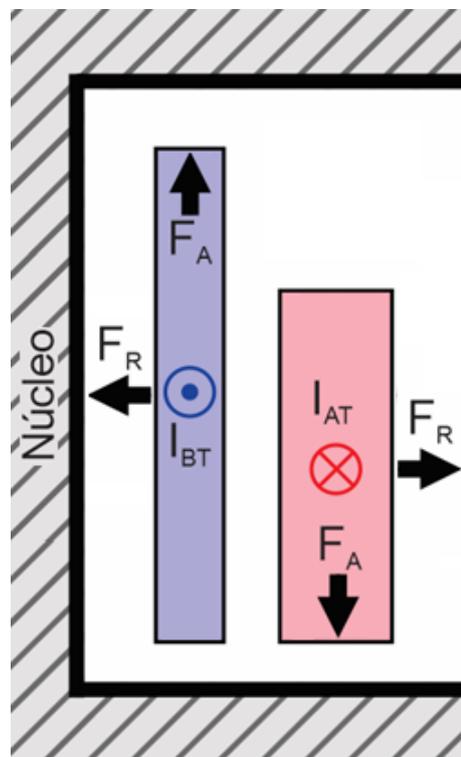


Fonte: Adaptado de (FARADAYOS, 2015).

Existem diferentes tipos de *taps*, neste trabalho são abordados apenas dois: *tap* na cabeça superior e *tap* central, ambos na bobina externa. Nesses arranjos, os esforços radiais de repulsão se mantêm, já os esforços axiais se alteram. Eles atuam no sentido de aumentar o “tamanho” do *tap* (BILLIG, 1946; RIES, 2007; WATERS, 1953, 1966).

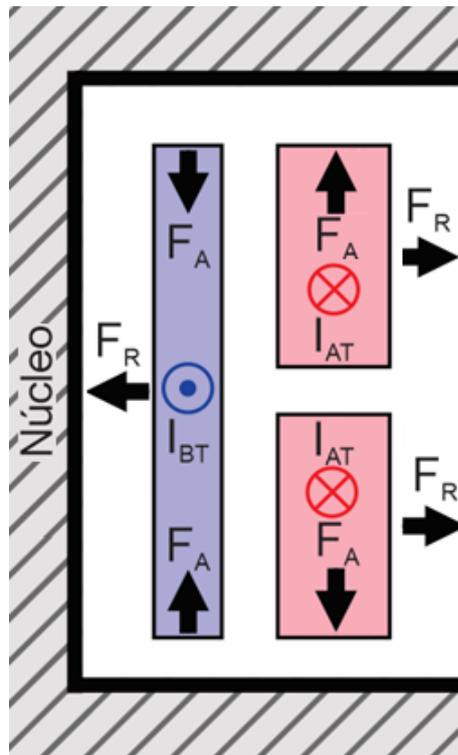
A Figura 10 mostra a disposição dos esforços radiais e axiais para os arranjos de bobinas com *tap* na cabeça, enquanto a Figura 11 para arranjos com *tap* central, em representações parciais de uma fase em 2D com a retirada de espiras na cabeça e no centro, respectivamente, levando a diferenças de alturas. Quando há um *tap* na cabeça superior da AT, o esforço axial na BT força a bobina para cima, enquanto na AT força para baixo. Já quando o *tap* é central na AT, a parcela superior da AT é forçada para cima e a inferior é forçada para baixo, repelindo-as. Na bobina de BT ocorre uma compressão, como no caso ideal. Percebe-se, então, que na presença de alguma diferença de altura proporcionada pela presença de um *tap*, as forças axiais atuam no sentido de aumentar essa diferença existente (BILLIG, 1946; RIES, 2007; WATERS, 1953, 1966).

Figura 10 – Disposição dos esforços para casos com *tap* de cabeça



Fonte: Autor.

Figura 11 - Disposição dos esforços para casos com *tap* central



Fonte: Autor.

2.3 SITUAÇÕES OPERATIVAS DE ELEVADAS CORRENTES

As forças que surgem nos enrolamentos são proporcionais ao quadrado das correntes que por eles circulam. Sendo assim, uma vez que o transformador está em operação com corrente circulando por ele, seus enrolamentos estão submetidos a esforços. Portanto, para ser um equipamento com elevada confiabilidade no sistema, o transformador deve ser projetado para suportar os esforços eletromecânicos resultantes das diferentes correntes que podem circular em seus enrolamentos durante diferentes situações quando inserido no sistema elétrico.

O transformador é projetado para a potência nominal do equipamento em regime permanente. Porém, em situações de curtos-circuitos no sistema o transformador deve ser capaz de suportar correntes substancialmente acima de sua corrente nominal por um determinado período de tempo. Isso implica que ele também suporte os esforços resultantes das correntes de curto-circuito. O limite de projeto deve abranger os esforços oriundos das correntes nominais, de sobrecargas, de energizações e de curtos-circuitos.

Quando os esforços solicitados ao transformador ultrapassam os limites de projeto, por alguma falha na proteção ou conexão indevida no sistema elétrico de potência, podem ocorrer esforços não projetados em seus enrolamentos que podem levar a deformações nos seus

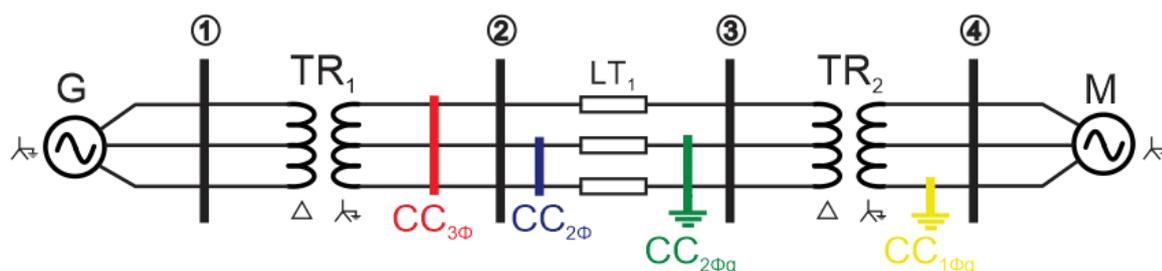
enrolamentos e, conseqüentemente a falha do equipamento. Esta seção apresenta algumas situações operativas em que as correntes apresentam elevadas magnitudes, resultando em excessivas forças sobre os enrolamentos, requerendo, assim, atenção para projeto e operação. Entre as situações abordadas estão os curtos-circuitos e as energizações, situações normais que ocorrem no sistema, e o sincronismo fora de fase, uma falha de operação que também resulta em elevadas correntes.

2.3.1 Correntes de curto-circuito

Curtos-circuitos são situações que, por mais que previstas durante a operação do sistema, não devem ocorrer com frequência. Para evitar danos ao sistema e seus equipamentos, existem medidas de proteção para conter e extinguir esses transitórios. Contudo, quando acontece alguma falta, seja ela trifásica ($CC_{3\phi}$), monofásica-terra ($CC_{1\phi g}$), bifásica ($CC_{2\phi}$) ou bifásica-terra ($CC_{2\phi g}$), os transformadores devem suportar as elevadas correntes e seus consequentes esforços eletromecânicos, até que a proteção atue para extinguir o curto-circuito. Caso contrário, podem haver danos parciais, que podem comprometer a operação do sistema, ou até mesmo causar a perda do equipamento.

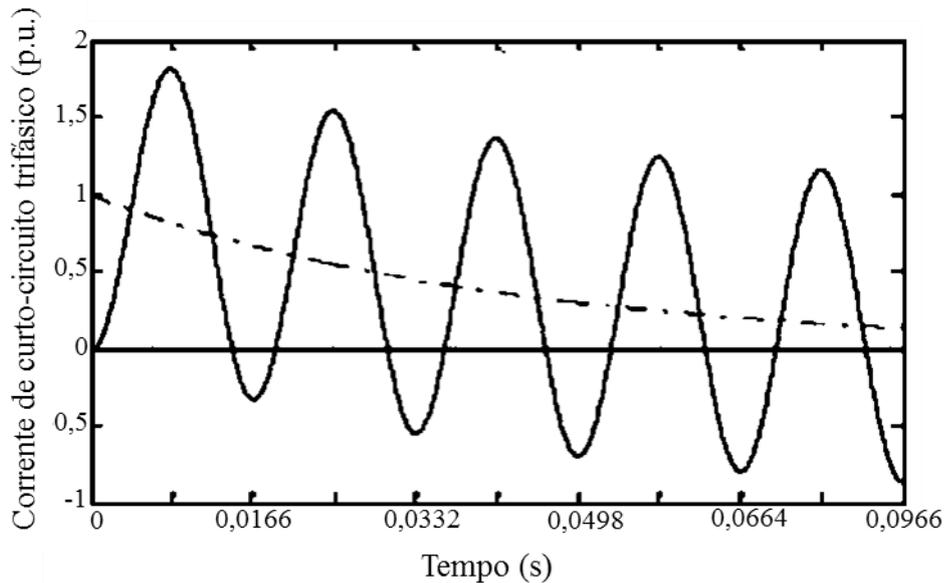
Sabe-se que os curtos-circuitos monofásicos são os mais frequentes no sistema elétrico de potência. Contudo, na maioria dos casos, curtos-circuitos trifásicos são os mais severos ao sistema. Dessa forma, a especificação de equipamentos e estimativa de esforços eletromecânicos são feitas a partir dos valores de curto-circuito trifásico, para o cenário mais crítico (KINDERMANN, 1997; KULKARNI; KHARPADE, 2004). As diferentes possibilidades de curtos-circuitos estão ilustradas na Figura 12, em um arranjo de sistema elétrico genérico. A Figura 13 mostra uma forma de onda típica da corrente de curto-circuito trifásico, apresentando seu pico e depois um caimento exponencial.

Figura 12 – Tipos de faltas no SEP



Fonte: Autor.

Figura 13 – Forma de onda típica da corrente de curto-circuito trifásico



Fonte: Adaptado de (KULKARNI; KHARPADE, 2004).

Quando se deseja determinar os esforços eletromecânicos em transformadores de potência, é comum utilizar o valor de corrente correspondente ao primeiro pico de corrente do curto-circuito trifásico conectado a um sistema como fonte infinita. Considera-se um fator de assimetria de 1,8 para representar as piores condições que podem ocorrer na prática (KULKARNI; KHARPADE, 2004; WATERS, 1953). Sendo assim, a máxima corrente de curto-circuito I_{CC} trifásica pode ser calculada pela equação (6) em [A].

$$I_{CC} = \frac{1,8 \cdot \sqrt{2} \cdot S}{\sqrt{3} \cdot V_L \cdot e_z} \quad (6)$$

Em que:

S → Potência aparente do transformador (VA);

V_L → Tensão de linha (V);

e_z → Impedância percentual do transformador (%).

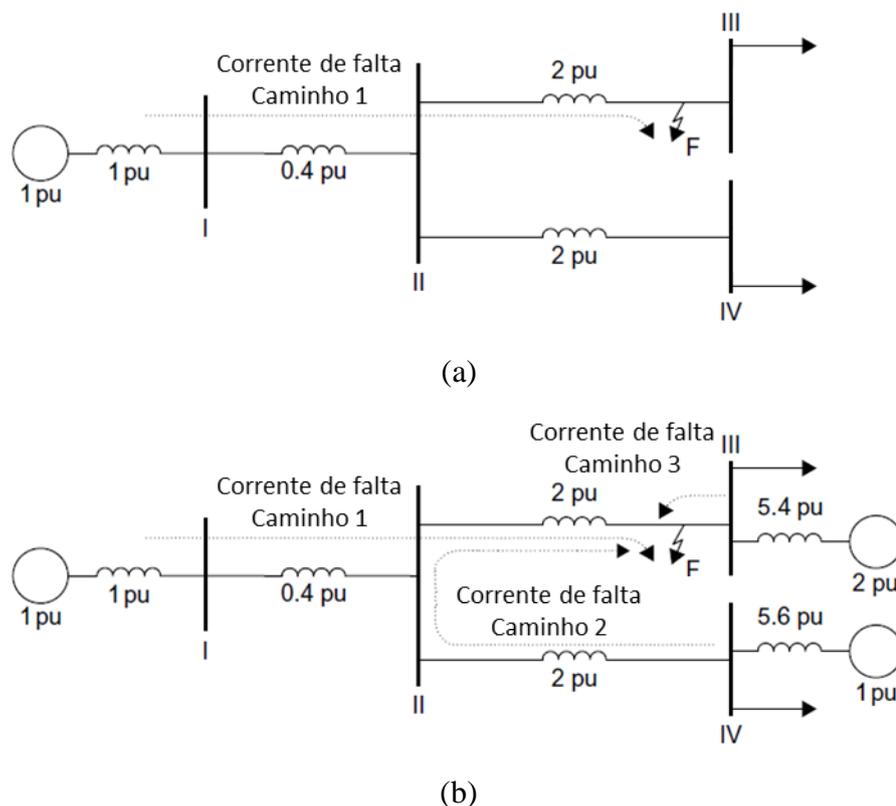
O Sistema Elétrico de Potência (SEP) atual foi projetado e construído para condições diferentes das que está sendo submetido. Construído com poucas unidades geradoras, o sistema de distribuição operava de forma passiva e unidirecional. Diante do atual cenário de Redes Inteligentes, do inglês *Smart Grids*, e a crescente utilização de geração distribuída (GD) de energia elétrica, o fluxo bidirecional já é realidade, o sistema de distribuição opera também de forma ativa e existem cada vez mais unidades geradoras em diferentes níveis de tensão e

potência (GEIDL, 2005). Essas mudanças acarretam em problemas ao sistema e aos seus equipamentos que precisam se adequar à nova realidade.

A inserção de novas unidades geradoras, entre outras questões, afeta o nível de curto-circuito do sistema. O aumento do uso de fontes alternativas de energias e a inserção dessas novas unidades geradoras em diversos pontos do sistema elétrico acabam por aumentar o nível e as correntes de curto-circuito do mesmo em alguns locais. Em outras palavras, ao passo que se aumenta o número de unidades geradoras de energia no sistema, aumenta-se o número de ativos que contribuem para curtos-circuitos no sistema (BARRA, 2017). Com a GD conectada ao sistema, a impedância de falta diminui devido aos circuitos em paralelo, aumentando o nível de corrente de curto-circuito, que afetará o sistema e, conseqüentemente, os transformadores envolvidos. Sendo assim, a inserção de GD em um sistema impacta na amplitude, direção e duração de faltas de curto-circuito (GEIDL, 2005; LUIZ, 2012).

A Figura 14 mostra um exemplo de análise de curto-circuito para um mesmo SEP sem e com GD. O exemplo mostra que, para um curto-circuito no mesmo ponto, o cenário com GD oferece mais caminhos de contribuição de corrente, o que pode levar um transformador inserido neste sistema a esforços maiores do que aqueles projetados.

Figura 14 – Exemplo de contribuição da GD para um curto-circuito (a) sem e (b) com GD

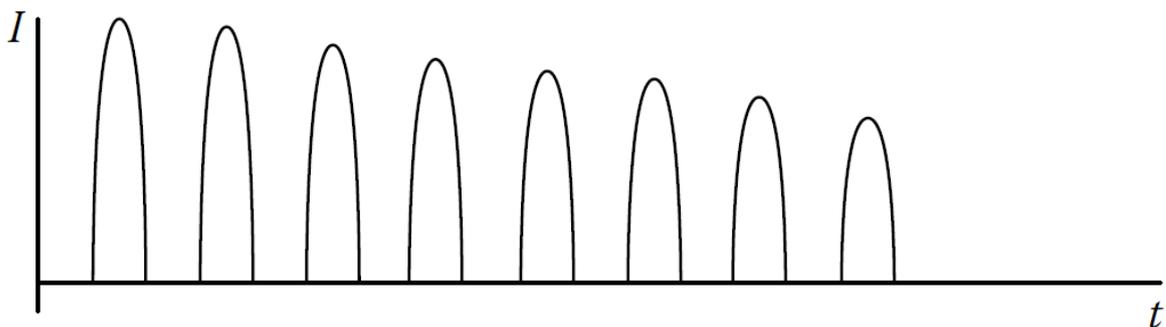


Tendo em vista esse impacto, é preciso realizar estudos de alocação da GD visando não só o melhor aproveitamento da fonte de energia, mas também a operação e proteção do sistema após sua instalação. É necessário observar as contribuições de cada GD em curtos-circuitos e, a partir disso, verificar se os equipamentos do sistema suportam tais níveis de correntes e esforços, além de adequar as proteções do sistema para não atuarem indevidamente.

2.3.2 Energização

Antes de entrar em regime de operação, o transformador, ao ser conectado ao sistema, sofre o processo de energização. O fluxo magnético durante este processo ainda não foi estabelecido e a tensão induzida não está equilibrada com a tensão de alimentação do transformador. O fluxo atinge valores intensos, levando o núcleo à saturação e, conseqüentemente, à uma corrente de excitação muito elevada. Essas correntes transitórias são chamadas de *inrush* e podem atingir valores superiores aos de curto-circuito, além de durarem mais que transitórios de curtos-circuitos, por exemplo. Sendo assim, situações de energização podem acarretar elevados esforços eletromecânicos (AGUIAR, 2007; AZEVEDO; 2007; DEL VECCHIO et al, 2002; KULKARNI; KHARPADE, 2004). A Figura 15 mostra um exemplo típico da forma de onda de corrente de *inrush* em transformadores, com elevadas intensidades nos primeiros ciclos, positiva e pulsante.

Figura 15 – Forma de onda típica da corrente de *inrush*



Fonte: Adaptado de (DEL VECCHIO et al, 2002).

2.3.3 Sincronismo fora de fase

Quando um conjunto de gerador e transformador é conectado a um sistema, como por exemplo, unidades geradoras com transformadores elevadores que são conectados ao Sistema Interligado Nacional - SIN, é preciso atentar para que a conexão seja feita com mesma tensão, frequência e fase.

Uma vez que o sincronismo falhe e ocorra sob uma diferença de fase entre o transformador e o SIN, surge uma diferença de potencial nos terminais do transformador e, conseqüentemente, correntes elevadas. O sincronismo fora de fase, do inglês *out-of-phase synchronism* - OOP, pode acarretar em correntes de magnitudes maiores que as de curto-circuito. Portanto, os esforços eletromecânicos em um transformador submetido à uma falha de sincronismo fora de fase pode ultrapassar os limites de projetos e levar a um sinistro.

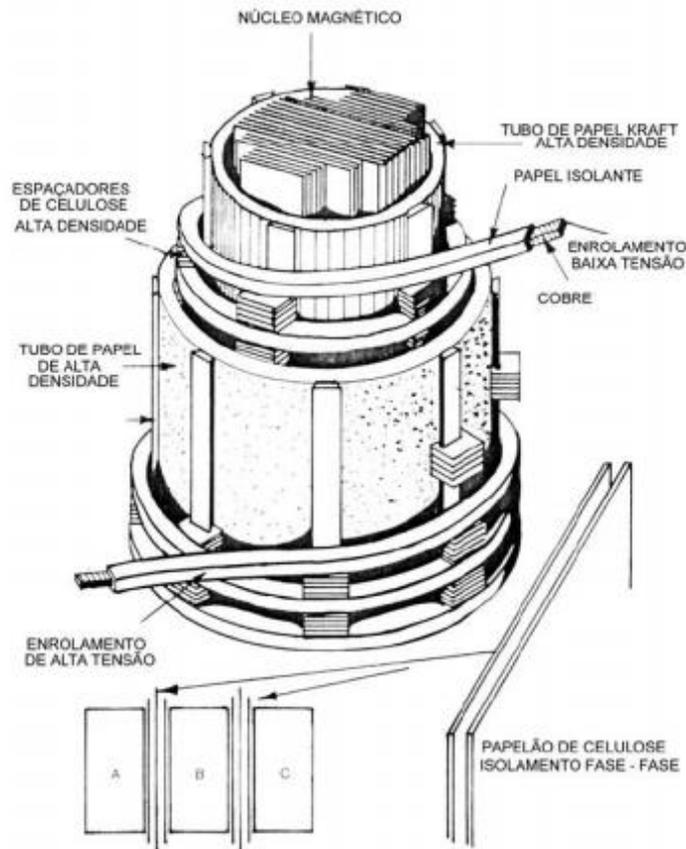
A intensidade atingida pela corrente nessas situações depende da defasagem existente entre transformador e sistema. Uma conexão ideal ocorre sem diferença de fase, zero graus, enquanto o pior caso ocorre com uma defasagem de 180°. Dependendo do equipamento e das características do sistema envolvido, os esforços de projeto asseguram suportabilidade mecânica para uma determinada faixa de defasagem (NELSON, 1970; PASTERNAK, 1988; YE, 2012).

2.4 DEFORMAÇÕES E FALHAS

Uma vez explicados os esforços eletromecânicos nos enrolamentos, o seu comportamento e algumas situações operativas de elevadas correntes, é preciso entender como se dão as deformações que podem levar a falhas. Cada transformador é projetado para suportar esforços eletromecânicos previamente calculados ao longo de sua vida útil. Contudo, podem ocorrer situações de forças superiores às máximas suportadas, sendo extremamente prejudiciais ao equipamento, podendo levar a diferentes defeitos e comprometer sua integridade e operação, além de prejudicar o fornecimento de energia no sistema em que está inserido.

A sustentação mecânica dos enrolamentos está atrelada à suportabilidade do material do condutor, da isolação empregada nas espiras e discos, dos espaçadores empregados ao longo do enrolamento e das estruturas que sustentam a bobina como um todo, como pode ser visto na Figura 16. Esses materiais são escolhidos e empregados de acordo com os cálculos feitos na fase de projeto do transformador, de modo a se fabricar um equipamento que suporte um determinado nível de esforço.

Figura 16 – Parte ativa e seus componentes construtivos



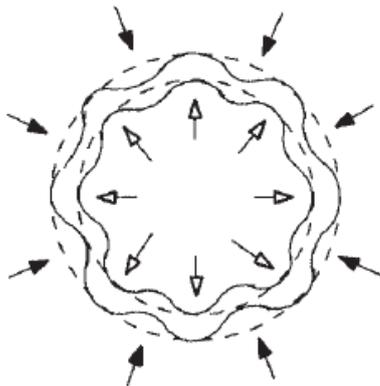
Fonte: (PORTELLA, 2010).

Do ponto de vista fabril do equipamento, a sustentação mecânica radial dos enrolamentos está mais atrelada à dureza dos condutores empregados. Enquanto a sustentação axial ao uso de espaçadores entre os discos ou espiras. Porém, alterar a dureza do condutor pode implicar em mudanças na sua resistência e características de aquecimento, além de custo. Ainda, quanto maior a quantidade de espaçadores ao longo do enrolamento, maior a sustentação do mesmo, contudo mais difícil se torna a passagem do óleo refrigerante, podendo levar a sobreaquecimentos. Portanto, durante o projeto mecânico de um transformador, variáveis como qualidade dos condutores, quantidade de espaçadores e custos de fabricação devem ser consideradas. Conhecendo com maior precisão a intensidade e a distribuição dos esforços, é possível otimizar tal projeto.

Dependendo da intensidade das forças eletromagnéticas sobre os enrolamentos, deformações podem surgir nos mesmos. Existem basicamente três tipos de deformações. O primeiro é o *buckling*, uma deformação radial em virtude da pressão do enrolamento contra seus espaçadores e fixadores, ilustrado na Figura 17. Semelhante ao *buckling*, o *bending* é uma deformação axial dos enrolamentos pressionados contra seus espaçadores, como ilustra a Figura

18. Essas duas deformações tornam os enrolamentos ondulados. A terceira deformação é chamada de *tilting*, quando as forças axiais levam ao desalinhamento entre os condutores do enrolamento, ou tombamento, inclinando-os e apresentando um aspecto de *zig-zag* (AGUIAR, 2007; AZEVEDO, 2007; RIES, 2007), como ilustra a Figura 19.

Figura 17 – Exemplo de *buckling*



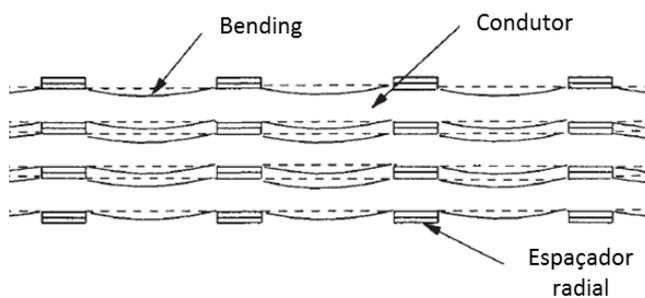
(a)



(b)

Fonte: (a) (KULKARNI; KHARPADE, 2004) (b) (BARRA, 2017).

Figura 18 – Exemplo de *bending*



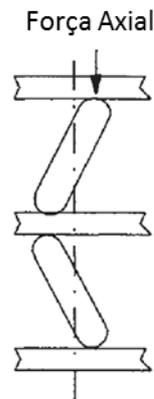
(a)



(b)

Fonte: (a) Adaptado de (KULKARNI; KHARPADE, 2004) (b) (ROSENTINO, 2010).

Figura 19 – Exemplo de *tilting*



(a)



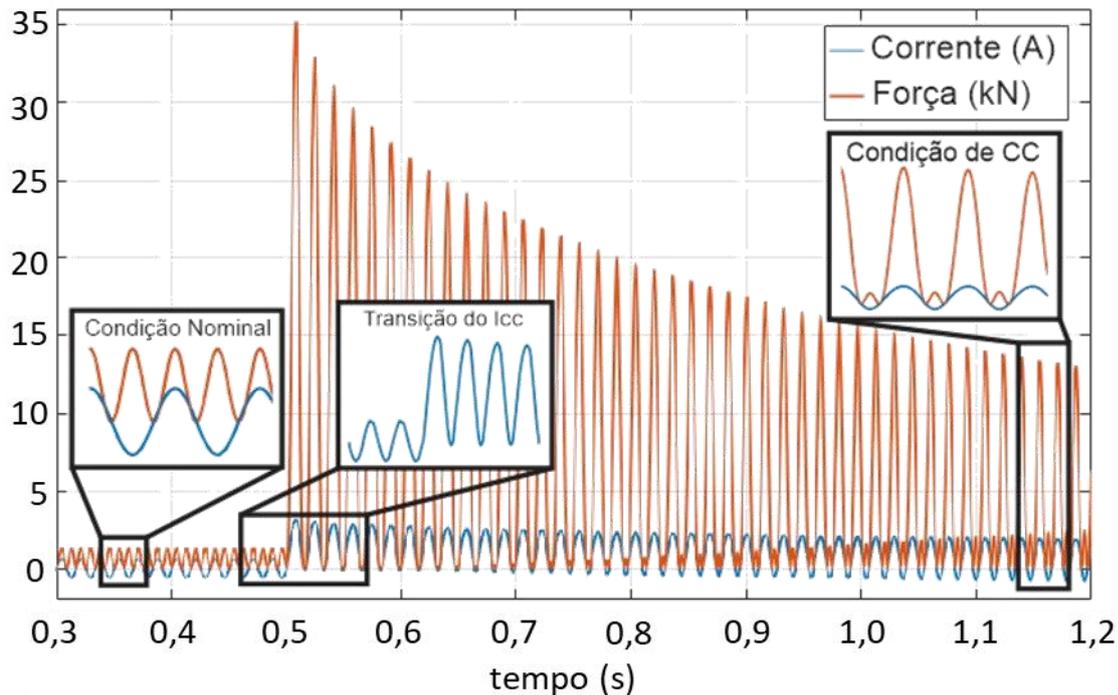
(b)

Fonte: (a) Adaptado de (KULKARNI; KHARPADE, 2004) (b) (ROSENTINO, 2010).

Uma vez que há o rompimento do isolante sólido, devido a uma deformação mecânica, surge um curto-circuito interno no equipamento. Essas deformações nos enrolamentos levam a diversas outras consequências, como danos ao material isolante que reveste os enrolamentos, diminuição das distâncias entre os componentes da parte ativa, modificação da distribuição do campo elétrico, afrouxamento e danificação dos suportes e fixadores. Além disso, pode levar a maiores estresses elétricos, diminuição da rigidez dielétrica, da resistência mecânica e da vida útil do equipamento, e prejudicar a circulação do óleo que refrigera o transformador, acarretando em sobreaquecimentos (AGUIAR 2007; MCNUTT et al, 1970).

Outro fator que evidencia a importância de um projeto que leva em conta os esforços eletromecânicos solicitados e o correto emprego de isolantes e fixadores mecânicos é a característica oscilatória da força eletromagnética. Produto da corrente pelo campo magnético, as forças resultantes nos enrolamentos oscilam no dobro da frequência da corrente em que o transformador opera. Variando de zero até um valor máximo, as forças fazem com que exista uma vibração constante sobre os enrolamentos, que operam como um sistema elástico (KULKARNI; KHARPADE, 2004; RIES, 2007; WATERS, 1953, 1966). Essa característica está ilustrada na Figura 20, que compara uma forma de onda genérica de corrente nominal com uma de curto-circuito trifásico, e seus respectivos esforços.

Figura 20 – Relação entre corrente nominal, de curto-circuito e forças



Fonte: Adaptado de (MEDEIROS et al., 2019).

Percebe-se que as possibilidades de falhas e danos são várias, e todas ocasionam em prejuízo material e financeiro. Deve-se, portanto, projetar os transformadores levando em consideração todas as variáveis em questão.

2.5 CONSIDERAÇÕES DO CAPÍTULO

Este capítulo apresentou uma visão geral do fenômeno dos esforços eletromecânicos nos enrolamentos de transformadores. O princípio dos esforços segue o mesmo da força eletromagnética, de acordo com leis e conceitos do eletromagnetismo e da eletrodinâmica. Os esforços são diretamente proporcionais ao quadrado da corrente que circula pela bobina analisada, portanto, situações operativas de elevadas correntes submetem as bobinas a excessivos esforços. Algumas situações foram abordadas, com enfoque para os curtos-circuitos, onde o trifásico é assumido como o pior cenário e base para cálculos e projetos. Os esforços eletromecânicos atuam nos sentidos radial e axial, levando a diferentes deformações nos enrolamentos, a exemplo do *buckling*, *bending* e *tilting*, que podem levar a ruptura da isolação dielétrica e outras falhas.

3. MÉTODOS ANALÍTICOS DE CÁLCULO

O cálculo e projeto de transformadores é feito para condições de curto-circuito trifásico, assumindo que seja o cenário mais crítico de operação. Sendo assim, diferentes métodos analíticos para cálculo dos esforços de curto-circuito foram propostos antes do surgimento de simulações computacionais. Os métodos baseiam-se no cálculo do campo magnético disperso gerado pelas bobinas, para, então, determinar os esforços resultantes.

Contudo, como visto, o campo magnético possui componentes radiais e axiais, em que as axiais apresentam um comportamento mais homogêneo sobre a maior parte dos enrolamentos, além de sofrer menos influência de outras partes construtivas do equipamento, em relação às radiais. Desse modo, os métodos analíticos têm mais dificuldade em estimar com precisão as componentes radiais de campo do que as axiais.

De modo geral, os métodos analíticos fazem uso de simplificações sobre a representação física e construtiva do transformador para calcular o campo magnético disperso, o que, dependendo da topologia analisada, aplicação e método de resolução, pode oferecer resultados não tão precisos, limitando-os. Alguns deles, como os métodos das Imagens, Roth e Rabins, apesar da boa precisão, utilizam uma matemática densa e complexa, exigindo um elevado nível de conhecimento matemático e tempo dedicado para sua correta aplicação. Por vezes são necessários auxílio de métodos numéricos e recursos computacionais para suas aplicações.

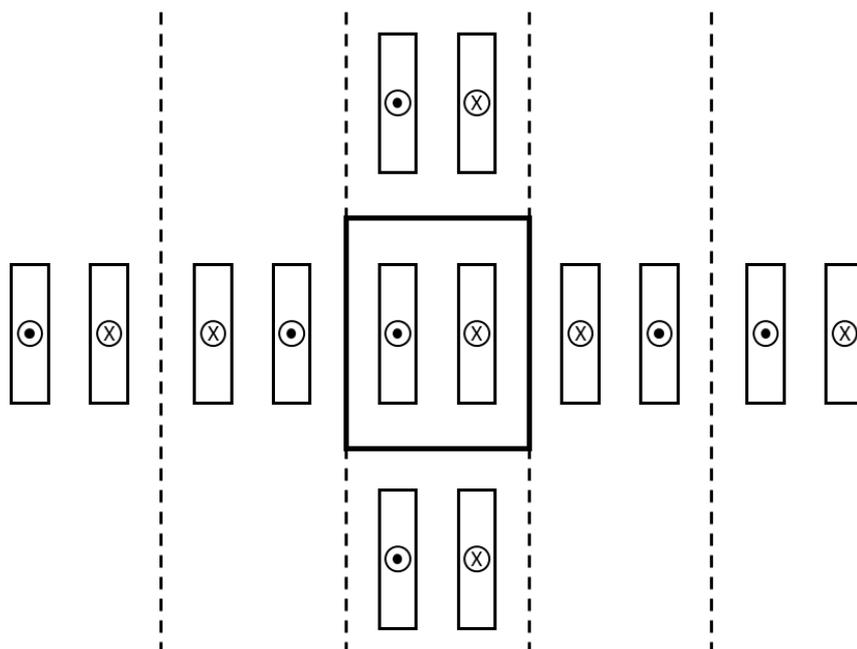
Diante da dificuldade matemática encontrada nos métodos mencionados, Waters realizou experimentos e testes empíricos em transformadores, estabelecendo um método de cálculo de esforços de curto-circuito com equações matemáticas simples, dependentes apenas das dimensões construtivas do equipamento e de rápida resolução. O cálculo através das equações de Waters torna-se, portanto, menos complexo em relação aos outros. Junto dos métodos anteriores, as equações de Waters servem como base para estudos e projetos de fabricantes da indústria de transformadores de potência.

Sendo assim, como este trabalho busca a determinação dos esforços eletromecânicos em transformadores através de simulações em elementos finitos, utiliza-se o Método de Waters, pelas suas características mais práticas e teoria do fenômeno analisada em seus testes empíricos, para fins de comparação dos resultados. Na sequência do capítulo são apresentadas algumas características dos métodos mencionados, mesmo que não utilizados neste trabalho, para fins de conhecimento, e uma análise detalhada do fenômeno de forças em transformadores e das equações de Waters através do seu método.

3.1 MÉTODO DAS IMAGENS

O Método das Imagens é um método de aproximação em duas dimensões que utiliza a Lei de Biot-Savart para calcular o campo magnético. É desenvolvido no sistema cartesiano de coordenadas XY, com as bobinas de alta e baixa tensão sendo representadas de forma reta, com dimensão infinita na direção do eixo Z, perpendicular ao plano do papel. As bobinas são posicionadas a uma distância de um plano de uma superfície de permeabilidade infinita. Para representar o efeito do núcleo, “imagens” das bobinas são refletidas a partir do plano de superfície citado, como pode ser visto na Figura 21, para os lados e também para cima e para baixo, daí o nome do método.

Figura 21 – Exemplificação do Método das Imagens



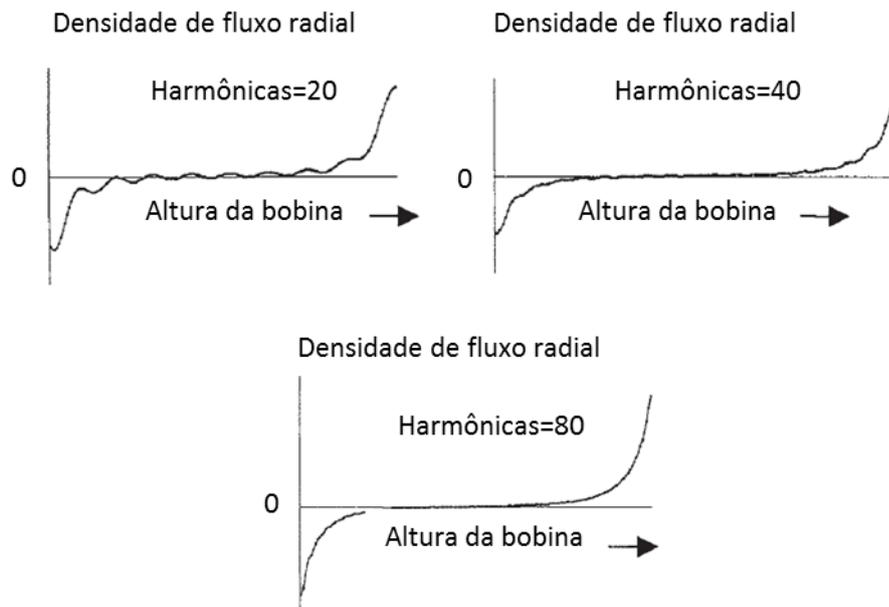
Fonte: (KULKARNI; KHARPADE, 2004).

Para se obter resultados mais precisos, são adicionados “planos paralelos” e as respectivas imagens refletidas das bobinas, em todos os sentidos. O método parte do princípio que todas as bobinas representadas geram o mesmo valor de campo disperso em qualquer ponto. Neste arranjo de correntes, é então aplicada a Lei de Biot-Savart para determinar o valor de campo em qualquer ponto. Novos planos podem ser adicionados, um por vez, até que a diferença entre os resultados seja admissível. É importante destacar que, devido ao modo como os enrolamentos e o núcleo são representados, os resultados são mais precisos ao se considerar parcelas dos enrolamentos dentro da janela do núcleo (KHARPADE, 2004; WATERS, 1966).

3.2 MÉTODO DE ROTH

O método proposto por Roth, para análise do campo, utiliza a técnica da Séries de Fourier dupla, também utilizado para calcular a reatância de dispersão de bobinas distribuídas irregularmente. Este método, também trabalhado no plano cartesiano XY, tem como vantagem a aplicabilidade tanto para distribuições uniformes quanto não uniformes de ampère-espira, uma vez que divide as bobinas dentro da janela do núcleo em blocos retangulares, cada um com uma densidade de corrente uniforme. Novamente, existem simplificações feitas, como ao assumir dimensões fixas para a janela do núcleo igual a π radianos, independente das dimensões reais. A distribuição da densidade de ampère-espira consiste de componentes harmônicas ao longo dos eixos X e Y. Analogamente ao Método das Imagens, utiliza-se de planos espelhados para representar o efeito do núcleo. A precisão do método aumenta proporcionalmente ao número de harmônicas consideradas para a série de Fourier dupla. Quanto maior o número de harmônicas, a variação do fluxo radial calculado, considerado a parcela mais difícil de ser calculada, se torna mais suave, melhorando os resultados (KULKARNI; KHARPADE, 2004; WATERS, 1966). A Figura 22 mostra a variação da densidade de fluxo radial calculado diante do número de harmônicas consideradas.

Figura 22 – Variação da densidade de fluxo radial com o número de harmônicas



Fonte: Adaptado de (KULKARNI; KHARPADE, 2004).

3.3 MÉTODO DE RABINS

O Método de Rabins surgiu a partir daquele proposto por Roth. Quando inserida a curvatura das bobinas no Método de Roth, a sua formulação torna-se mais complexa. Rabins propôs um método parecido que se torna mais aplicável nessa situação, resolvendo a equação de Poisson em coordenadas polares. Assume-se que a densidade de corrente depende apenas da posição axial do enrolamento, podendo ser representada por uma série de Fourier simples, cujos coeficientes são outras funções matemáticas, equações diferenciais de segunda ordem.

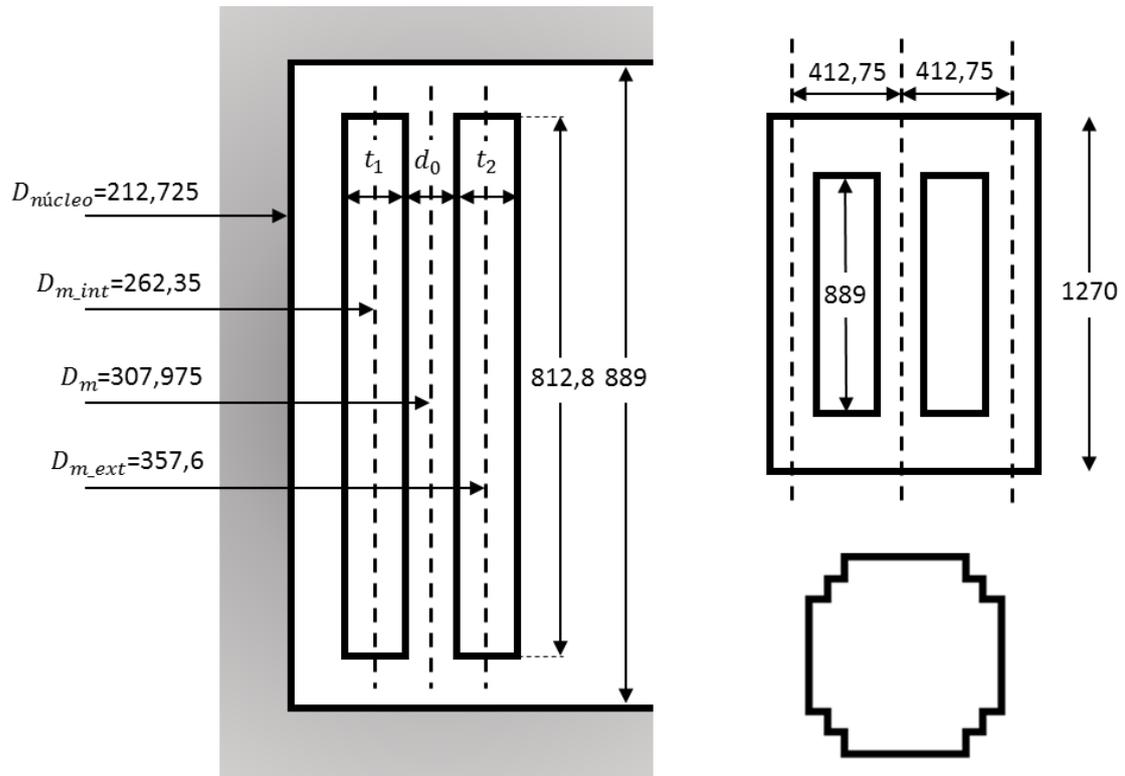
Ao incorporar outros artifícios matemáticos na sua resolução, este método apresenta maior aplicabilidade e resultados mais precisos que os métodos anteriores, sendo considerado, portanto, um dos métodos analíticos mais precisos e base para métodos de simulação. Contudo, torna-se difícil de ser resolvido manualmente, sendo sugerido o auxílio de computadores para obter as expressões matemáticas necessárias (DEL VECCHIO et al, 2002; KULKARNI; KHARPADE, 2004; WATERS, 1966). Analisando esses três métodos analíticos abordados, percebe-se que quanto maior a precisão requerida, mais complexa e exaustiva é a matemática utilizada, sendo o uso de computadores e métodos numéricos e de simulação a melhor maneira de resolver estes problemas.

3.4 MÉTODO DE WATERS

Waters, em seus estudos (WATERS, 1953, 1966), construiu dois modelos de transformadores específicos para medição do campo disperso e seus esforços decorrentes. Através de testes empíricos, analisou o comportamento dos esforços e propôs equações matemáticas simples que representam, com boa fidelidade, os esforços eletromecânicos em transformadores em situações de curto-circuito. Através dos experimentos, abordou questões como a influência do núcleo, dos *taps* e das fases laterais.

Um dos protótipos construídos e testados, e que é utilizado para simulações posteriores neste trabalho, está ilustrado na Figura 23, com suas características elétricas expostas na Tabela 1 e as características construtivas na Tabela 2. O protótipo é um transformador trifásico com relação de transformação unitária. Destaca-se que o comportamento dos esforços eletromecânicos independe da relação de transformação, dependendo apenas dos sentidos das correntes nas bobinas e a distribuição da relação de ampère-espira entre elas. Portanto, os resultados obtidos para este protótipo são aplicados para transformadores com outras relações, uma vez que as correntes nas bobinas são sempre opostas.

Figura 23 – Projeto do protótipo do Waters (dimensões em mm)



Fonte: Adaptado de (WATERS, 1966).

Tabela 1 – Características elétricas do protótipo

Protótipo Waters Trifásico – Características Elétricas	
Tensão nominal	5,5 kV/5,5 kV
Potência nominal	140 kVA
Corrente nominal	25,4 A
Reatância por fase	4,12%
Impedância por fase	4,24%
Corrente RMS de curto-circuito trifásico simétrico	600 A
Corrente de pico de curto-circuito trifásico assimétrico	1.527 A

Fonte: Adaptado de (WATERS, 1966).

Tabela 2 – Características construtivas do protótipo

Protótipo Waters Trifásico – Características Construtivas	
Altura da janela	889 mm
Distância entre centros das colunas	412,75 mm
Altura dos enrolamentos - h	812,8 mm
Número de Espiras por bobina	720
Diâmetro do núcleo - $D_{núcleo}$	212,725 mm
Altura total do núcleo	1270 mm
Estágios do núcleo	5
Espessura das bobinas - $t_1 = t_2$	28,575 mm
Espessura do duto - d_0	19,05 mm
Diâmetro médio do transformador - D_m	307,975 mm
Diâmetro médio da bobina interna - $D_{m,int}$	262,35 mm
Diâmetro médio da bobina externa - $D_{m,ext}$	357,6 mm
Λ (altura da janela/diâmetro do núcleo)	4,2

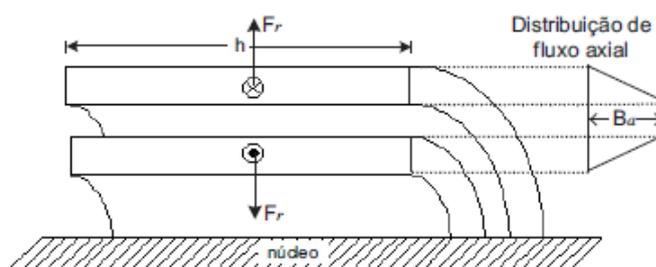
Fonte: Adaptado de (WATERS, 1966).

A seguir são detalhados a teoria e os cálculos dos esforços eletromecânicos radiais e axiais nos enrolamentos dos transformadores seguindo os estudos e experimentos de Waters.

3.4.1 Forças Radiais

As correntes dos enrolamentos primário e secundário de um transformador são opostas, configurando forças de repulsão entre as bobinas, no sentido radial. No enrolamento interno, a força radial o comprime em direção ao núcleo, enquanto no externo, a força tem característica de expandi-lo, no sentido oposto do núcleo. A Figura 24 ilustra um corte de um dos lados dos enrolamentos do transformador dispostos horizontalmente, mostrando as resultantes das forças radiais F_r e a distribuição do fluxo axial B_a sobre a altura h deles.

Figura 24 – Distribuição do fluxo de dispersão axial



Fonte: (AZEVEDO, 2007).

Percebe-se, a partir da Figura 24, que a distribuição de fluxo axial entre os enrolamentos é homogênea e máxima. Conforme se adentra nos enrolamentos, a sua intensidade cai linearmente até a extremidade externa do enrolamento externo e a camada interna do enrolamento interno. Uma vez que a corrente é homogênea em todo o enrolamento, pode-se afirmar que o esforço radial se comporta como o fluxo: é máximo na região entre os dois enrolamentos e diminui à medida que se adentra aos enrolamentos.

Para o cálculo dos esforços radiais, já que a preocupação é sempre com o valor máximo, assume-se que o fluxo disperso sobre os enrolamentos é puramente axial, desprezando a curvatura nas cabeceiras sem prejuízos. A indução média (7), portanto, que atinge o enrolamento de altura h [m] é a metade do fluxo axial B_a , em Gauss, formado pela corrente total que interage do enrolamento $N \cdot I$, sendo N o número de espiras e I a corrente circulando em cada espira [A] (BILLIG, 1946; RIES, 2007; WATERS, 1966).

$$\frac{B_a}{2} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\mu_0 \cdot N \cdot I}{h} \right) \quad (7)$$

A força radial F_r , em toneladas, conforme (WATERS, 1966), é, portanto, o produto entre o fluxo axial médio e a corrente total do enrolamento, $N \cdot I$ [A]. A equação (8) calcula a força radial sobre uma unidade de comprimento do enrolamento. Um enrolamento circular possui uma circunferência igual a $2 \cdot \pi \cdot r$. Então, para obter a força radial total F_{rT} sobre todo o comprimento do enrolamento, basta multiplicar a equação (8) por $\pi \cdot D_m$, em que D_m é o diâmetro médio do enrolamento [m], resultando na equação (9) (BILLIG, 1946; RIES, 2007; WATERS, 1966).

$$F_r = \frac{2 \cdot \pi \cdot (N \cdot I)^2}{10^{11} \cdot h} \quad (8)$$

$$F_{rT} = \pi \cdot D_m \cdot F_r = \frac{2 \cdot \pi \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \pi \cdot D_m}{10^{11} \cdot h} \quad (9)$$

Na prática, observando o comportamento típico do fluxo disperso em um transformador na Figura 7, sabe-se que a curvatura nas cabeceiras resulta em esforços radiais menores do que no centro das bobinas. Portanto, os esforços radiais são máximos e homogêneos na maior parte do centro das bobinas, apresentando uma redução de intensidade nas extremidades.

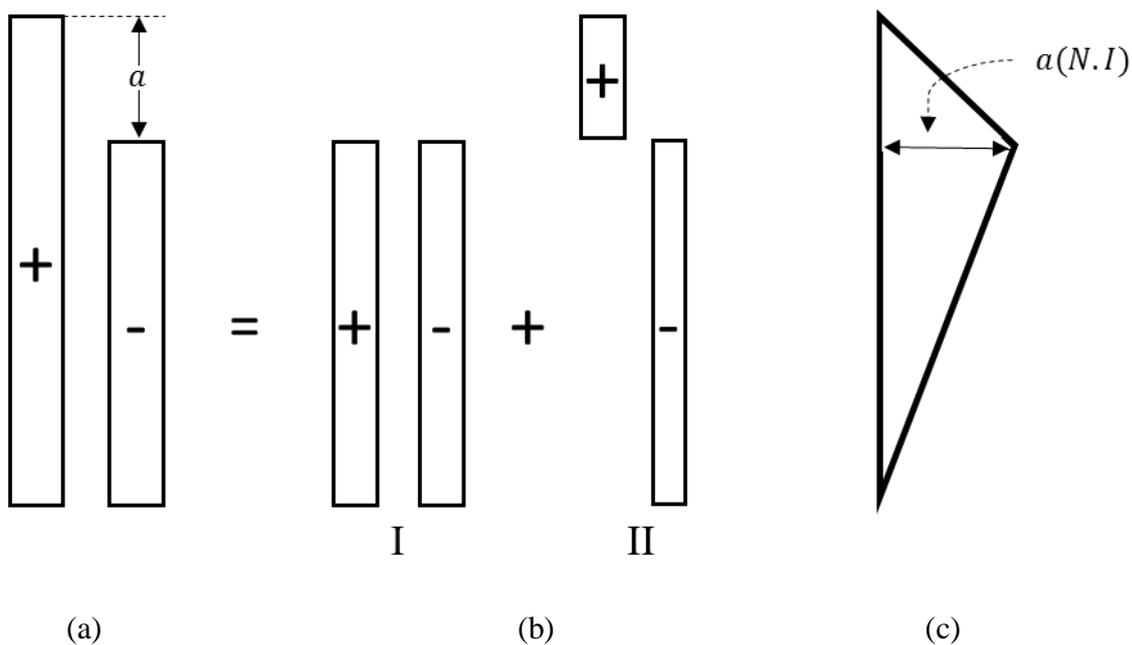
Essa descrição feita é em relação a arranjos de enrolamentos com as bobinas de mesma altura e sem *taps* de regulação de tensão, chamado de caso ideal. Como o método assume um campo disperso axial sobre toda altura do enrolamento, não são feitas análises dos esforços radiais para arranjos com *tap*.

3.4.2 Forças Axiais

As forças axiais dependem da parcela radial do fluxo disperso, presente nas cabeceiras dos enrolamentos e de difícil precisão através dos métodos analíticos, pois a curvatura do fluxo depende de alguns fatores, como a presença de *taps*, dimensões do núcleo e a presença de fases laterais. Contudo, o Método de Waters faz uso do Método do Ampère-Espira Residual, para estimar o comportamento do fluxo radial em bobinas concêntricas.

O Método do Ampère-Espira Residual baseia-se na distribuição da relação ampère-espira das bobinas. Em arranjos com algum desbalanço, o ampère-espira residual é responsável por produzir o campo magnético radial, que, por sua vez, origina os esforços axiais. O cálculo consiste em somar o ampère-espira ao longo da altura dos enrolamentos. A curva desses pontos representa o ampère-espira residual. A Figura 25 ilustra um exemplo de aplicação deste método em um arranjo com desbalanço provocado por um *tap* na cabeceira da bobina externa.

Figura 25 – Método do Ampère-espira residual – *tap* cabeceira



Fonte: Adaptado de (WATERS, 1966).

Para o caso ilustrado na Figura 25, com um desbalanço de a , separa-se o arranjo original (a) desbalanceado em dois arranjos balanceados (b). Em seguida plota-se o diagrama do ampère-espira radial do segundo arranjo ao longo da sua altura (c). O diagrama obtido mostra o ampère-espira residual ao longo do enrolamento, com uma forma de triângulo. Possui um

valor máximo de $a \cdot (N \cdot I)$, em que $(N \cdot I)$ é o ampère-espira de qualquer uma das bobinas e a é a diferença de altura percentual entre elas. Ensaio mostram que o fluxo radial segue uma distribuição triangular, semelhante ao diagrama do ampère-espira residual. Portanto, a aproximação do fluxo radial pelo diagrama de ampère-espira obtido é adequada, e com ele é possível obter a intensidade do campo magnético em cada bobina, bem como a direção da força axial resultante, decorrentes da existência de *taps* ou desequilíbrios magnéticos que resultam em distribuições desequilibradas de ampère-espira (BILLIG, 1943; WATERS, 1953, 1966).

Com isso, analogamente aos esforços radiais, assumindo que o valor médio do ampère-espira radial é $1/2 \cdot a(N \cdot I)$, e chamando o caminho efetivo do fluxo radial de h_{eff} [m], calcula-se a densidade de fluxo radial B_r , em Gauss no diâmetro médio D_m [m] do transformador, equação (10), e a força axial F_a em cada uma das bobinas, equação (11), em toneladas.

$$B_r = \frac{4 \cdot \pi \cdot a(NI)}{10 \cdot 2 \cdot h_{eff}} \quad (10)$$

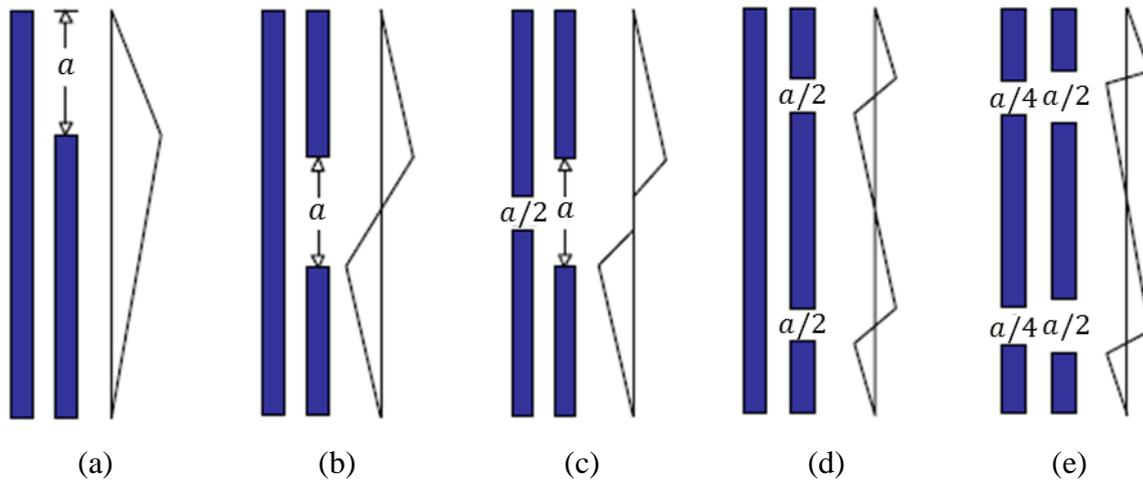
$$F_a = \frac{2 \cdot \pi \cdot a \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \pi \cdot D_m}{10^{11} \cdot h_{eff}} \quad (11)$$

A parcela $\pi \cdot D_m / h_{eff}$ da equação (11) representa as dimensões físicas do transformador e foi chamada de permeância por unidade de comprimento na direção radial e é adimensional, Λ . Desde que o ampère-espira e seu diagrama residual possam ser calculados, a determinação das forças axiais depende apenas do caminho efetivo do campo. Contudo, os métodos analíticos não conseguem obter com precisão tal caminho, dificultando os cálculos.

Com os dois protótipos construídos, o valor de Λ foi estudado empiricamente, percebendo uma relação com a razão janela/diâmetro do núcleo. Os dois protótipos construídos especialmente para medição do fluxo radial possuem características construtivas diferentes, permitindo avaliar a influência de fatores como a janela do núcleo e seu diâmetro. A análise aqui feita baseou-se no arranjo com *tap* na cabeceira da bobina externa, mas o método de cálculo é o mesmo para outros arranjos.

Através das medições empíricas dos protótipos, o Método de Waters propôs equações para diferentes arranjos, mas todos sendo variações do *tap* na cabeceira ou *tap* central. O resultado dessa análise está exposto na Figura 26, que ilustra os arranjos de bobinas concêntricas com *taps*, em conjunto com a Tabela 3, que relaciona o arranjo de enrolamentos de acordo com o *tap* utilizado, o diagrama de ampère-espira residual da topologia, a equação de força axial resultante e o valor de Λ de acordo com as características do núcleo, para duas razões de janela/diâmetro do núcleo. As forças estão convertidas para a unidade Newton.

Figura 26 – Arranjos de bobinas com taps



Fonte: Adaptado de (MINHAS, 2007).

Tabela 3 – Equações de Waters para esforços axiais em bobinas com taps

Arranjo	F_a (kN)	$\Lambda \left(\frac{\text{altura janela}}{\text{diâmetro núcleo}} = 4,2 \right)$	$\Lambda \left(\frac{\text{altura janela}}{\text{diâmetro núcleo}} = 2,3 \right)$
(a)	$\frac{2 \cdot \pi \cdot a \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \Lambda}{10^{11}} \cdot \frac{9806,65}{1000}$	5,5	6,4
(b)	$\frac{\pi \cdot a \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \Lambda}{2 \cdot 10^{11}} \cdot \frac{9806,65}{1000}$	5,8	6,6
(c)	$\frac{\pi \cdot a \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \Lambda}{4(1 - a/2) \cdot 10^{11}} \cdot \frac{9806,65}{1000}$	5,8	6,6
(d)	$\frac{\pi \cdot a \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \Lambda}{8 \cdot 10^{11}} \cdot \frac{9806,65}{1000}$	6,0	6,8
(e)	$\frac{\pi \cdot a \cdot (N \cdot I)^2 \cdot \Lambda}{16(1 - a/2) \cdot 10^{11}} \cdot \frac{9806,65}{1000}$	6,0	6,8

Fonte: Adaptado de (WATERS, 1966).

Quanto ao arranjo das bobinas, as equações mostram que o tap na cabeceira é o mais crítico, levando aos maiores esforços axiais resultantes. Taps em locais que não na cabeceira das bobinas levam a esforços menores. Isso evidencia a preocupação sobre projetos e fabricação de arranjos sem tap, pois a mínima diferença de altura ocasiona elevadas forças com resultantes axiais com comportamentos diferentes do previsto em projeto.

Quanto ao tamanho do tap, as equações propostas variam linearmente com o valor do tap em questão. Portanto, quanto maior for o tap do arranjo, maior será o esforço axial resultante nas suas bobinas. Destaca-se que as equações propostas são válidas para a fase central do transformador trifásico, tida como fase crítica sujeita aos piores esforços eletromecânicos. O

motivo disso é a interação que ocorre na fase central devido às fases laterais vizinhas. Contudo, não se tem equações precisas para esforços nas fases laterais.

Com os dois protótipos de Waters é possível estimar os esforços para modelos com duas razões de janela/diâmetro do núcleo. Percebe-se que quanto menor for esta razão, maior será a força axial resultante. Contudo, não se tem uma análise de modelos com características intermediárias e além das duas observadas para afirmar como é o comportamento de Λ .

Em todos arranjos com *tap* e desbalanço, surgem forças axiais resultantes no sentido de aumentar o desbalanço. No arranjo da Figura 25, por exemplo, com *tap* na cabeceira da bobina externa, surge uma força axial na bobina interna forçando-a para cima, enquanto surge uma força na bobina externa forçando-a para baixo. Contudo, em arranjos sem *taps* e desbalanços, não há ampère-espira residual e, portanto, não há forças axiais resultantes, sendo. Casos assim são chamados de ideais, pois sua construção evita esforços axiais de grandes magnitudes.

Em arranjos com bobinas de mesma altura são desenvolvidas forças axiais de compressão, tanto na bobina interna quanto na externa. As parcelas superiores são forçadas para baixo enquanto as parcelas inferiores são forçadas para cima, de modo que ocorra uma compressão máxima nos discos centrais. A compressão somada das duas bobinas do caso ideal F_{comp} pode ser calculada pela equação (12).

$$F_{comp} = \frac{2\pi^2(N.I)^2 \cdot D_m}{10^{11} \cdot h^2} \cdot \left(d_0 + \frac{t_1 + t_2}{3} \right) \quad (12)$$

Em que:

$N.I$ → Relação ampère-espira;

D_m → Diâmetro médio do transformador (m);

h → Altura da bobina (m);

d_0 → Espessura do duto (m);

t_1 → Espessura da bobina interna (m);

t_2 → Espessura da bobina externa (m).

Com essa abordagem do Método de Waters, percebe-se que, construtivamente, todos os arranjos de bobinas concêntricas são derivados de três casos: caso ideal sem *taps*, *tap* na cabeceira ou *tap* central. Em todos os casos, os esforços radiais se comportam da mesma maneira, de repulsão entre as bobinas. Contudo, no sentido axial, dependendo da posição do *tap* podem ser diferentes. Com isso, a seguir é apresentada uma análise mais detalhada do comportamento dos esforços nestes três arranjos. Qualquer outro arranjo pode ser interpretado com base nestes três.

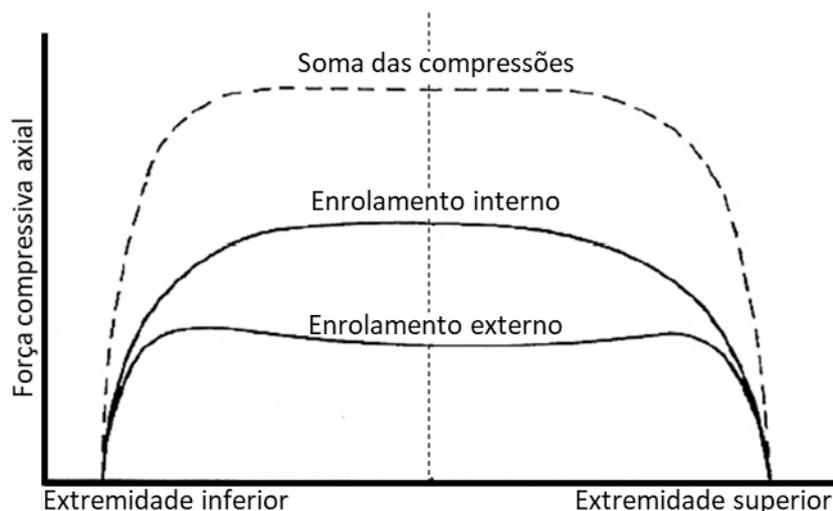
- Caso ideal

O caso ideal, devido sua construção, evita esforços axiais resultantes de grandes magnitudes nos enrolamentos. Em bobinas concêntricas e de mesma altura, a distribuição da relação ampère-espira entre as bobinas é equilibrada ao longo de toda a sua altura. O resultado disso são forças axiais de compressão em ambas bobinas. Como a força de cada espira da bobina se soma à da espira vizinha, existe uma força máxima de compressão acumulada nos centros das bobinas. A força de compressão total, somada, de ambos os enrolamentos do caso ideal, em toneladas, é calculada pela equação (12), já apresentada.

De forma contrária ao fluxo disperso axial, a parcela radial desenvolve-se apenas nas cabeceiras dos enrolamentos em um arranjo ideal. Isso mostra que as forças axiais de compressão atuam apenas nas espiras próximas às extremidades. Em outras palavras, as forças radiais e axiais se complementam, sendo que as radiais atuam concentradas no centro da bobina e as axiais nas extremidades, em um arranjo ideal com bobinas de mesma altura.

O valor de compressão calculado corresponde à soma das compressões das duas bobinas, contudo, com as medições empíricas, Waters (1953, 1966) estima que 2/3 a 3/4 da compressão ocorre na bobina interna e 1/3 a 1/4 na externa. Isso, pois a distribuição pode ser diferente entre as três fases de um transformador trifásico, em que as bobinas internas das fases laterais devem representar uma maior compressão do que na fase central. Essa divisão é ilustrada pelo gráfico da Figura 27, que mostra o comportamento da compressão acumulada ao longo das bobinas. As curvas de compressão têm essa característica pois os maiores esforços axiais ocorrem nas extremidades das bobinas, onde há parcela de campo disperso radial.

Figura 27 – Compressão axial para bobinas sem *tap*



- *Tap* na cabeceira

O arranjo com *tap* na cabeceira da bobina externa foi utilizado como exemplo de aplicação do método e, como visto, é o arranjo que proporciona os maiores esforços axiais resultantes. Por isso sua construção deve ser muito bem projetada e executada. Muitas vezes, um transformador com arranjo ideal, bobinas de mesma altura e sem *tap*, é fabricado e alguma imprecisão no processo de fabricação o deixa com algum desbalanço em uma das cabeceiras, fazendo com que as bobinas sofram esforços axiais resultantes de elevadas intensidades para os quais não foram projetados.

Devido à topologia do *tap* na cabeceira, ambas bobinas são submetidas à mesma força axial resultante, dada pela equação (13), correspondente à equação (11) já apresentada, mas com a variável Λ .

$$F_a = \frac{2 \cdot \pi \cdot a \cdot (N \cdot I)^2}{10^{11}} \cdot \Lambda \quad (13)$$

Em que:

$N \cdot I$ → Relação ampère-espira;

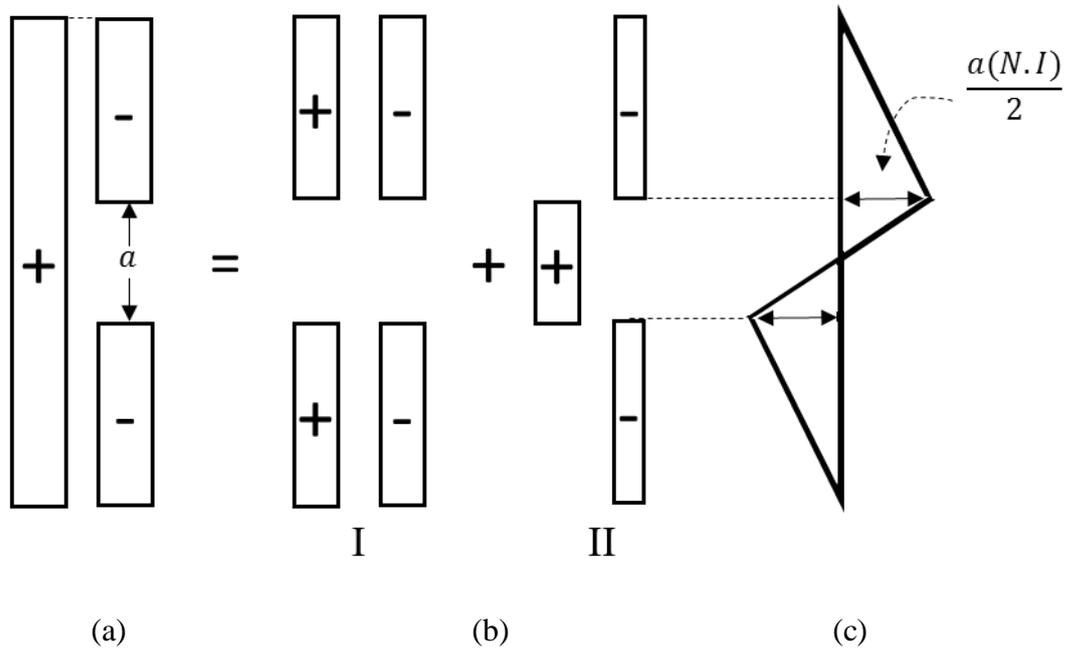
a → Valor do *tap* percentual (%);

Λ → Permeância por unidade de comprimento na direção radial.

- *Tap* central

Este arranjo é uma opção com a presença de *tap* regulador e esforços axiais resultantes menores do que o caso com *tap* na cabeceira, como visto. O diagrama do ampère-espira residual para este caso é mostrado na Figura 28. Observa-se que o valor máximo do triângulo obtido é a metade do caso anterior, ilustrado na Figura 25.

Figura 28 – Método do Ampère-espira residual – *tap* central



Fonte: Adaptado de (WATERS, 1966).

O comportamento dos esforços axiais neste arranjo é diferente do anterior. Uma vez que o *tap* está posicionado no centro da bobina e os esforços atuam no sentido de aumentar a diferença imposta por ele, as duas metades da bobina que possui o *tap* são repelidas, ou seja, a metade superior é forçada para cima e inferior para baixo com a mesma intensidade. Já a bobina interna, sem o *tap*, tem um comportamento de compressão, assim como no caso ideal, logo a metade superior é forçada para baixo e a inferior para cima com a mesma intensidade.

Sendo assim, a força axial resultante na bobina com *tap* é dada pela equação (14), extraída do arranjo (b) da Figura 26 e Tabela 3. Contudo, diferente do caso com *tap* na cabeceira, onde os esforços axiais eram os mesmos em ambas bobinas, neste caso a compressão que atua na bobina interna sem *tap* corresponde ao valor da força axial da equação (13) somada da compressão calculada no caso ideal.

$$F_a = \frac{\pi \cdot a \cdot (N.I)^2}{2 \cdot 10^{11}} \cdot \Lambda \quad (14)$$

Em que:

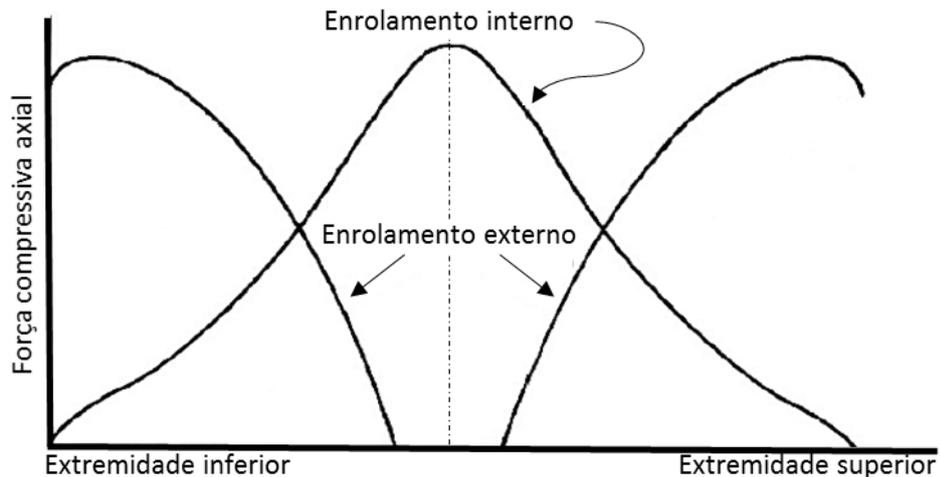
$N.I$ → Relação ampère-espira;

a → Valor do *tap* percentual (%);

Λ → Permeância por unidade de comprimento na direção radial.

Dessa forma, a máxima compressão da bobina interna ocorre no seu centro, enquanto nas parcelas da bobina externa medições indicam que ocorra próxima das extremidades, poucos discos antes. O comportamento da compressão acumulada para o caso de *tap* central está ilustrado na Figura 29.

Figura 29 – Compressão axial para bobinas com *tap* central



Fonte: Adaptado de (ROSENTINO, 2010).

Diante dessa teoria exposta pelos estudos de Waters (1953, 1966) e das equações analíticas propostas, é possível perceber que, apesar de representarem a realidade dos esforços em transformadores, existem simplificações e limitações do método. Os capítulos seguintes se dedicam a modelagens e simulações que buscam verificar a precisão do método analítico e identificar pontos de imprecisão.

3.5 CONSIDERAÇÕES DO CAPÍTULO

Existem diferentes métodos analíticos para calcular os esforços eletromecânicos de um transformador. Basicamente, todos resolvem a grandeza campo magnético disperso para, então, calcular os esforços mecânicos. Contudo, são métodos que demandam uma matemática densa, muitas vezes complexa e de difícil aplicação, dependendo da geometria analisada. Ainda, devido suas limitações, assumem suposições e simplificações. Entre os métodos, destacou-se o de Waters, que, através de experimentos empíricos sobre dois protótipos de transformadores, propôs uma série de equações para determinar os esforços radiais e axiais, dependentes apenas das características construtivas do equipamento. A partir dessas equações, foram analisados com maior detalhe o comportamento e distribuição dos esforços para três principais arranjos de

bobinas que servem de base para outros: bobinas de mesma altura, bobinas com *tap* na cabeceira e bobinas com *tap* central. Embora precisos na determinação da intensidade dos esforços nas bobinas, os métodos analíticos não oferecem uma análise muito precisa e prática quanto à distribuição dos esforços sobre os enrolamentos, para identificar pontos críticos ou analisar pontos específicos, durante um projeto, por exemplo. Além disso, à medida que o arranjo de bobinas a ser analisado torna-se mais complexo, as aplicações desses métodos também se tornam mais complexa.

4. MÉTODO DE SIMULAÇÃO EM ELEMENTOS FINITOS

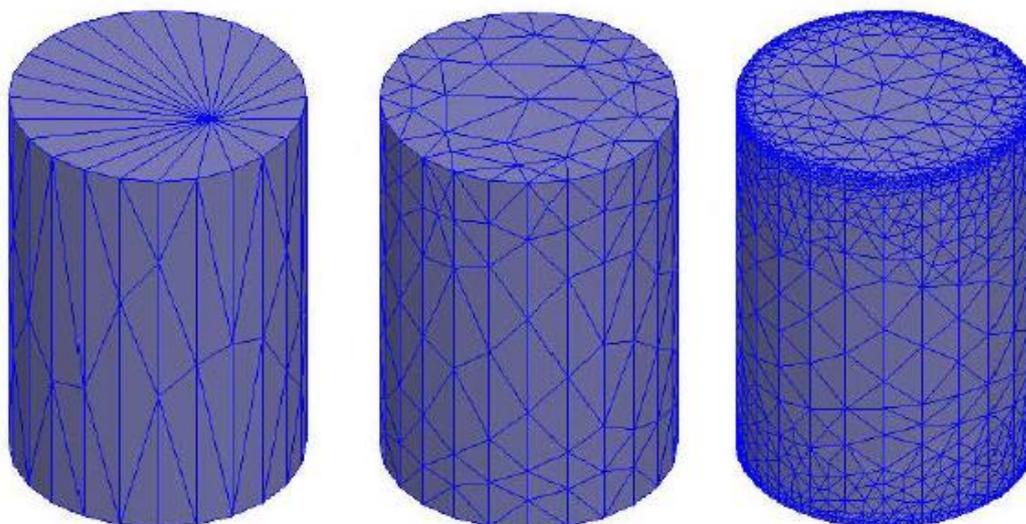
Com o avanço das tecnologias e dos computadores, os métodos analíticos de cálculos deram origem a métodos de resolução através de simulações computacionais. Entre estes métodos, existe o Método de Elementos Finitos (MEF), empregado em diversos *softwares*, entre eles o ANSYS Electronics Desktop®, utilizado neste trabalho. O emprego dessas simulações possibilita análises mais completas do que os métodos analíticos, fornecendo diferentes modos de modelagens, reduzindo as simplificações e garantindo resultados mais fiéis à realidade construtiva do equipamento. Dada sua aplicabilidade e confiabilidade, as simulações em elementos finitos são muito utilizadas em diversos ramos, principalmente nas engenharias.

Sendo assim, este capítulo traz uma abordagem do MEF, seguida de uma exposição das etapas para uma simulação de esforços eletromecânicos em transformadores. Após, são apresentadas as modelagens feitas em 3D para os casos com bobinas de mesma altura, *tap* na cabeceira da AT e *tap* central na AT, com os resultados obtidos, comparados com a metodologia de cálculo proposta por (WATERS, 1953, 1966), apresentada no capítulo anterior.

4.1 MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

O MEF é um método de análise matemática que consiste na discretização de um meio contínuo, também chamado de domínio, em pequenos elementos através de uma “malha de elementos finitos”, que origina o nome do método. Cada um desses elementos mantém as propriedades originais e é descrito por um conjunto de equações diferenciais, de acordo com o problema físico em questão. O *software* resolve as equações de cada um dos “elementos finitos” e as agrupa ao final da simulação, obtendo, assim, a solução do domínio original. Essa solução discretizada garante maior precisão e fidelidade à realidade do que uma solução obtida considerando o domínio original como um único grande elemento. Portanto, ao se utilizar o MEF é possível representar o domínio com uma maior fidelidade ao equipamento real (ALVES, 2007; FEIL, 2015; IARONKA, 2014; LOTTI, et al., 2006; SOUZA, 2003). A Figura 30 ilustra a aplicação do método e a geração de malhas em um domínio contínuo.

Figura 30 – Exemplo de aplicação do MEF em um domínio contínuo



Fonte: (ANSYS, 2010).

A precisão e fidelidade dos resultados obtidos nessas simulações estão atreladas à qualidade da malha gerada, pois ela que define o número de elementos e como eles estão conectados entre si. Dessa forma, quanto mais “precária” for a malha, menos elementos serão gerados e pior será a conexão entre eles. Já quanto mais “refinada” a malha, mais elementos serão gerados e melhor será a conexão entre eles. Isso é importante, pois o resultado final depende da qualidade do agrupamento das soluções individuais de cada elemento (SOUZA, 2003). Contudo, o refinamento da malha requer mais tempo de simulação e gasto computacional. Dependendo da geometria, do problema físico e da capacidade computacional disponível, nem sempre uma malha muito refinada é viável.

Esse método de simulação possibilita análises dos mais diversos problemas. Na área de transformadores elétricos, objeto de estudo deste trabalho, é possível simular os projetos eletromagnético, térmico, dielétrico e mecânico do equipamento, por exemplo. Um dos principais diferenciais do uso do MEF é a possibilidade de verificar comportamentos de grandezas e variáveis que nem sempre é possível através de métodos analíticos. Um exemplo disso é o fluxo magnético disperso em transformadores elétricos, analisado neste trabalho. Como visto anteriormente, os métodos analíticos não conseguem calcular precisamente o fluxo disperso e acabam por fazer simplificações e suposições. Com simulações empregando o MEF, é possível identificar com precisão o comportamento dessa grandeza.

Dada sua praticidade e aplicabilidade, simulações que empregam o MEF têm sido cada vez mais utilizadas, pois possibilitam o estudo da eficiência e confiabilidade de projetos sem a

necessidade da construção e testes de protótipos. No âmbito da indústria, principalmente, é possível chegar à fase de fabricação já com o projeto final e otimizado, com seus pontos críticos corrigidos em análises de simulações. Visto isso, o uso de simulações representa uma economia financeira e de tempo, além de impactar positivamente no desenvolvimento de equipamentos, das mais diversas áreas, cada vez mais eficientes e confiáveis (ARAUJO, 2016).

Através de simulações em elementos finitos, busca-se comparar a ferramenta computacional com métodos analíticos (MORADNOURI, 2015). Diferentes *softwares* são empregados nessas análises, livres, como o FEMM (SINHA, 2017), e pagos como o ANSYS Electronics® (AHN, 2012), ANSYS Workbench® (WANG, 2016) e o Comsol® (GUTTEN, 2015). Os *softwares* permitem diferentes modelagens das características construtivas dos enrolamentos (BHALLA, 2015; STRAC, 2018). Além de poder variar na modelagem construtiva, as simulações possibilitam uma alta aplicabilidade em termos de condições de entrada. Nesse sentido, os esforços podem ser avaliados diante de diferentes condições de corrente, como sob valores nominais, energização e faltas simétricas e assimétricas (AZEVEDO, 2007; BARRA, 2017; ROSENTINO, 2010).

4.2 ETAPAS DE SIMULAÇÃO DE TRANSFORMADORES

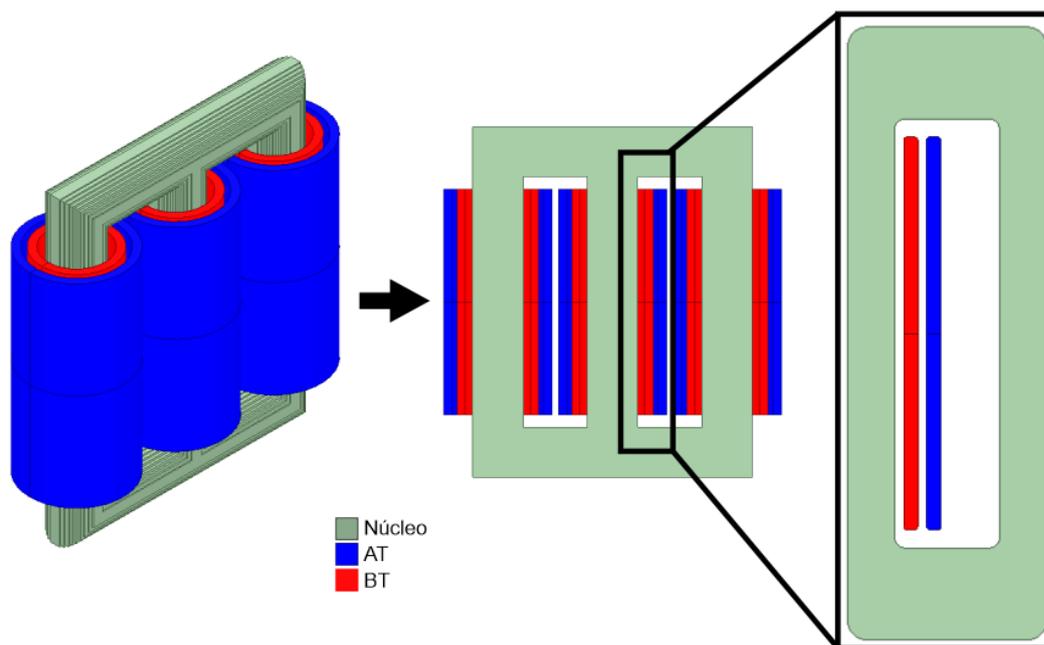
O *software* ANSYS Electronics Desktop® possibilita diferentes tipos de simulações e análises. Para calcular os esforços eletromecânicos nos enrolamentos de transformadores faz-se uso de simulações eletromagnéticas. Essas simulações seguem uma sequência de etapas.

Com o problema físico a ser resolvido definido, o primeiro passo é realizar a modelagem da geometria a ser analisada. Neste momento, é preciso identificar quais as estruturas e componentes do transformador que exercem influência sobre os esforços. Como visto, os esforços dependem das características construtivas do núcleo e enrolamentos, além da corrente que por eles circula. Portanto, para simular os esforços eletromecânicos, basta que se modele a geometria que represente a parte ativa de um transformador, já ilustrada na Figura 6.

Observa-se que existem estruturas de sustentação, comutadores e componentes que não têm impactos significativos no comportamento eletromagnético do transformador, assim como tanque e radiadores de refrigeração, e não precisam ser modelados para a simulação de esforços. Para um transformador trifásico, autores mostram que a fase central é submetida aos piores esforços eletromecânicos. Assim, é possível fazer uma modelagem 3D monofásica, com apenas a fase central, sabendo que os resultados obtidos são referentes ao caso mais crítico das três fases (BILLIG, 1946; RIES, 2007; WATERS, 1953, 1966).

Ainda, observando a simetria de uma única fase, o comportamento eletromagnético e os esforços são espelhados, tomando como referência o eixo central da coluna do núcleo (AHN et al., 2012; MEDEIROS et al., 2018). Sendo assim, é possível modelar um transformador com uma representação ainda fiel à realidade e ter o mínimo de gasto computacional apenas com um corte 2D transversal de metade da fase central. A Figura 31 ilustra essa simplificação.

Figura 31 – Simplificações de modelagens 3D e 2D



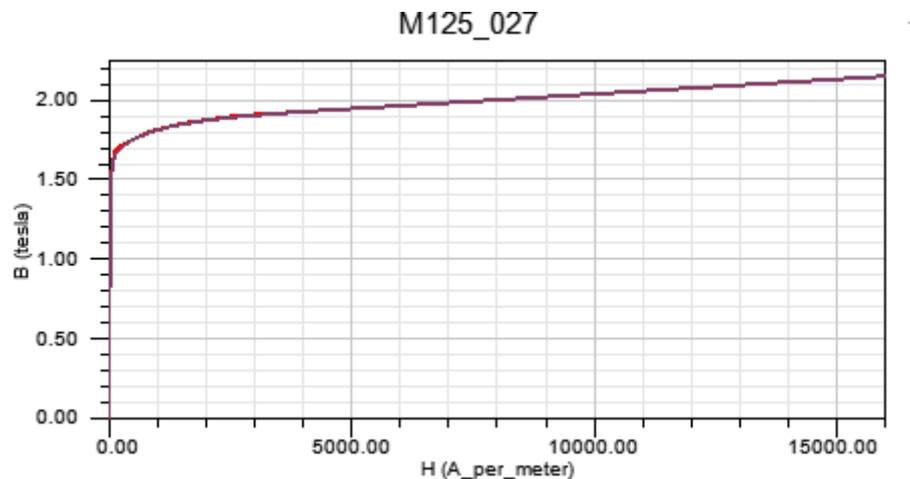
Fonte: (MASCHIO, 2019).

A definição da modelagem a ser utilizada e das geometrias que serão representadas têm impacto direto na fidelidade dos resultados. As simulações em 2D, embora possibilitem verificar o comportamento das variáveis com boa precisão, não resolvem os problemas físicos de acordo com a característica tridimensional do transformador. Portanto, as simulações 3D, desde que se tenham recursos de tempo e computacional para isso, são as mais aconselháveis, dependendo do problema em questão. Enfatiza-se que todos os resultados apresentados na sequência deste trabalho são referentes às simulações modeladas em 3D e trifásicas, de modo a se obter maior precisão em relação ao equipamento real.

Com a modelagem feita, em 2D ou 3D, monofásica ou trifásica, passa-se para a etapa de *setup* da simulação. Nesta etapa são definidos os materiais aplicados aos domínios modelados, as excitações necessárias, dependendo do problema físico, os parâmetros de análise desejados e os critérios de convergência da simulação. O material dos enrolamentos utilizados neste trabalho foi o cobre, enquanto para o núcleo utilizou-se o material “M125_027”, cujo

dados foram disponibilizados por um fabricante de materiais magnéticos. A Figura 32 mostra a curva BxH deste material, com saturação próxima de 2 T.

Figura 32 – Curva B x H do material ferromagnético utilizado

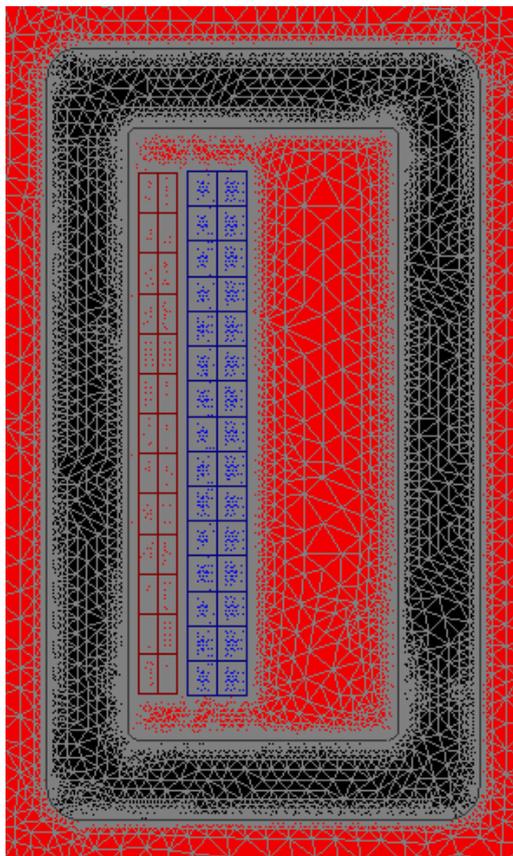


Fonte: (ANSYS, 2020).

Para simulações eletromagnéticas de esforços, a excitação de entrada a ser considerada deve ser a corrente elétrica, com o valor de pico desejado, pois é o instante onde surgirão as maiores forças eletromagnéticas. Os valores de correntes devem ser inseridos com os ângulos de defasagem entre AT e BT, e entre fases, se for um equipamento trifásico. Como o protótipo aqui simulado é um transformador com relação de transformação unitária, a corrente de pico é a mesma para ambas bobinas, 1.527 A em cada uma das 720 espiras, de acordo com a Tabela 1. O valor de corrente utilizado corresponde ao pico da corrente de curto-circuito trifásico assimétrico. Esse valor é distribuído de forma homogênea em toda a seção da bobina.

Nos critérios de convergência, são estabelecidos números de passos mínimo e máximos, além do refinamento percentual da malha a cada passo e o erro mínimo desejado. Na simulação utilizada, a cada passo, a malha de elementos é refinada, adaptativa portanto, de modo que as equações resolvidas pelo *software* atinjam uma convergência de acordo com o erro configurado. A Figura 33 ilustra um exemplo de malha gerada em um corte 2D de um transformador monofásico. Com o *setup* pronto, executa-se a simulação, chegando-se na última etapa, a de análise dos resultados. São disponibilizados diferentes recursos para analisar as grandezas físicas simuladas.

Figura 33 – Exemplo de malha gerada na simulação em um corte 2D



Fonte: (MASCHIO, 2019).

4.3 MODELAGENS E SIMULAÇÕES

Conhecidos o processo e as etapas da simulação, foram realizadas as modelagens dos três arranjos de bobinas: mesma altura, *tap* na cabeceira da bobina externa e *tap* no centro da bobina externa. Para os dois últimos arranjos, adotou-se um *tap* com tamanho referente à 5% da altura total da bobina. Após apresentadas as modelagens, obtêm-se os esforços eletromecânicos de curto-circuito com as simulações para cada caso, e faz-se uma comparação com os valores calculados a partir das equações da metodologia de (WATERS, 1953, 1966).

Os três arranjos foram modelados em 3D para maior precisão dos resultados e todos possuem as mesmas características elétricas e construtivas, iguais às do protótipo construído e analisado por (WATERS, 1953, 1966), expostas nas Tabela 1 e Tabela 2, respectivamente. Os arranjos apenas se diferenciam pela presença e posição do *tap* na bobina externa.

O protótipo construído por (WATERS, 1953, 1966), e aqui modelado por simulações em elementos finitos, tem relação de transformação unitária. Contudo, a dinâmica dos esforços eletromecânicos não depende da relação de transformação, mas sim do balanceamento do

ampère-espira entre as bobinas. Dessa forma, os resultados aqui obtidos podem ser entendidos da mesma maneira para todas as relações de transformação. Sendo assim, por questões de nomenclatura na exposição dos resultados e análises, a bobina externa também é chamada de bobina de alta tensão, enquanto a bobina interna de baixa tensão. Isso é feito pelo fato de que, geralmente, transformadores com relação de transformação diferente da unidade têm a bobina de AT enrolada sobre a de BT.

As modelagens e simulações foram realizadas utilizando o *software* comercial ANSYS Electronics Desktop®, em um computador com uma capacidade de 64 GB de memória RAM e um processador Intel Xeon®, 2.3 GHz e 18 núcleos. As simulações em 3D e trifásicas levaram em média de 4 a 7 horas de resolução, dependendo da modelagem adotada e do arranjo. De modo geral, o arranjo com bobinas de mesma altura, por apresentar uma física mais simples, apresentou o menor tempo de solução. Já o arranjo com *tap* na cabeceira da bobina, por ter a física mais desequilibrada entre os três, foi o que demandou maior tempo de solução.

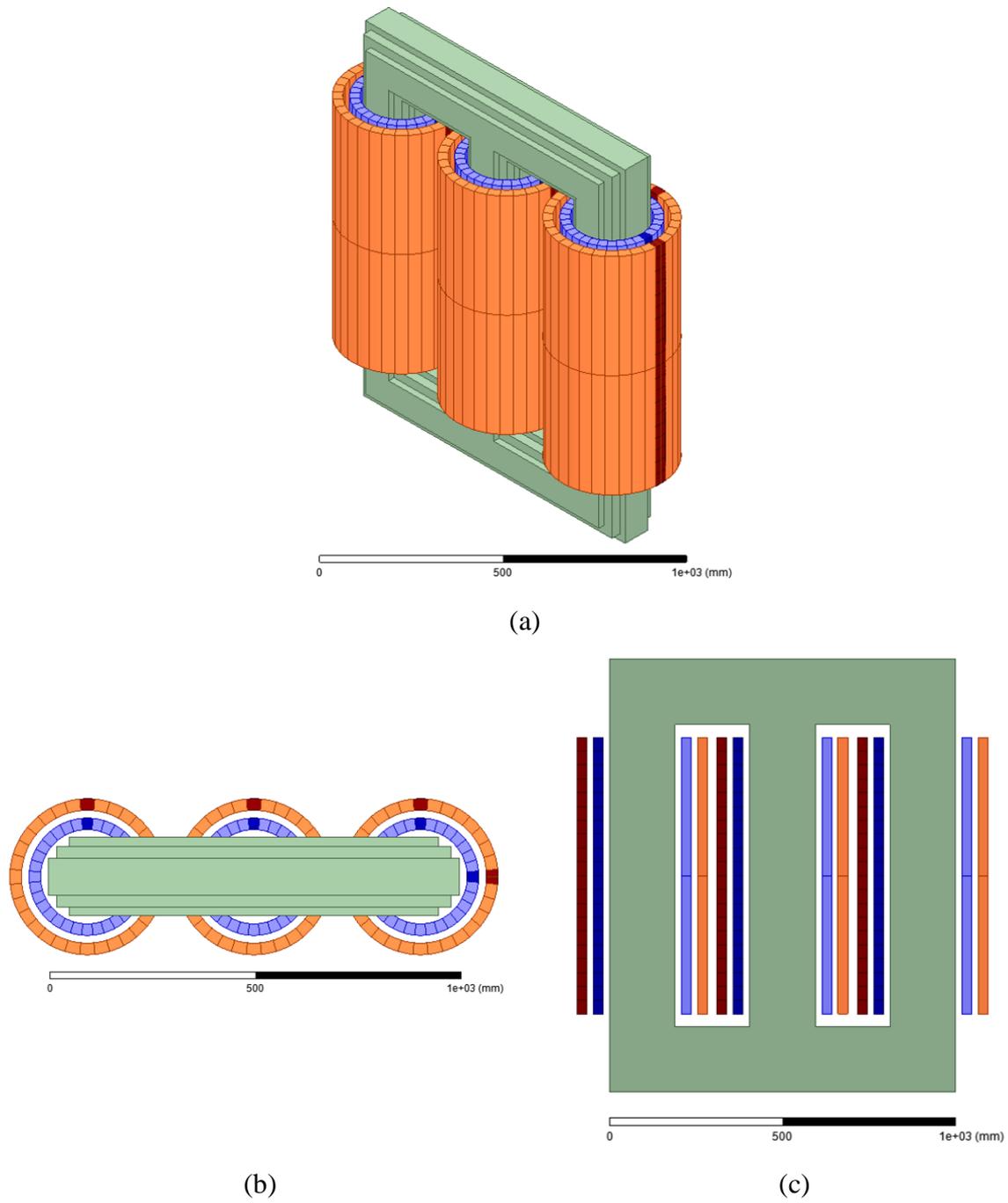
4.3.1 Caso ideal

O arranjo com as duas bobinas de mesma altura e sem a presença de *tap*, considerado o caso ideal construtivamente pelo comportamento dos seus esforços, é modelado em três dimensões com as três fases, com as mesmas características construtivas já expostas na Tabela 2. A Figura 34 mostra o modelo, sendo (a) a vista isométrica, (b) a vista superior e (c) um corte transversal em 2D. As bobinas externas de AT estão na cor laranja, enquanto as bobinas internas de BT estão em azul.

Todas as bobinas estão modeladas com 32 divisões radiais, divididas no meio horizontalmente, caracterizando 2 grandes blocos sobrepostos, chamados de *top* e *bot*, superior e inferior, respectivamente. Em cada bobina, duas das divisões radiais estão divididas em 20 blocos axiais, destacados em laranja escuro na bobina externa e azul escuro na interna, que representam discos das bobinas, por exemplo. Estas divisões permitem determinar os esforços em todos os pontos dos enrolamentos, ao longo de sua altura e no entorno da coluna do núcleo. Essas divisões podem ser visualizadas na Figura 35. O núcleo foi modelado com os mesmos 5 estágios do protótipo da Figura 23.

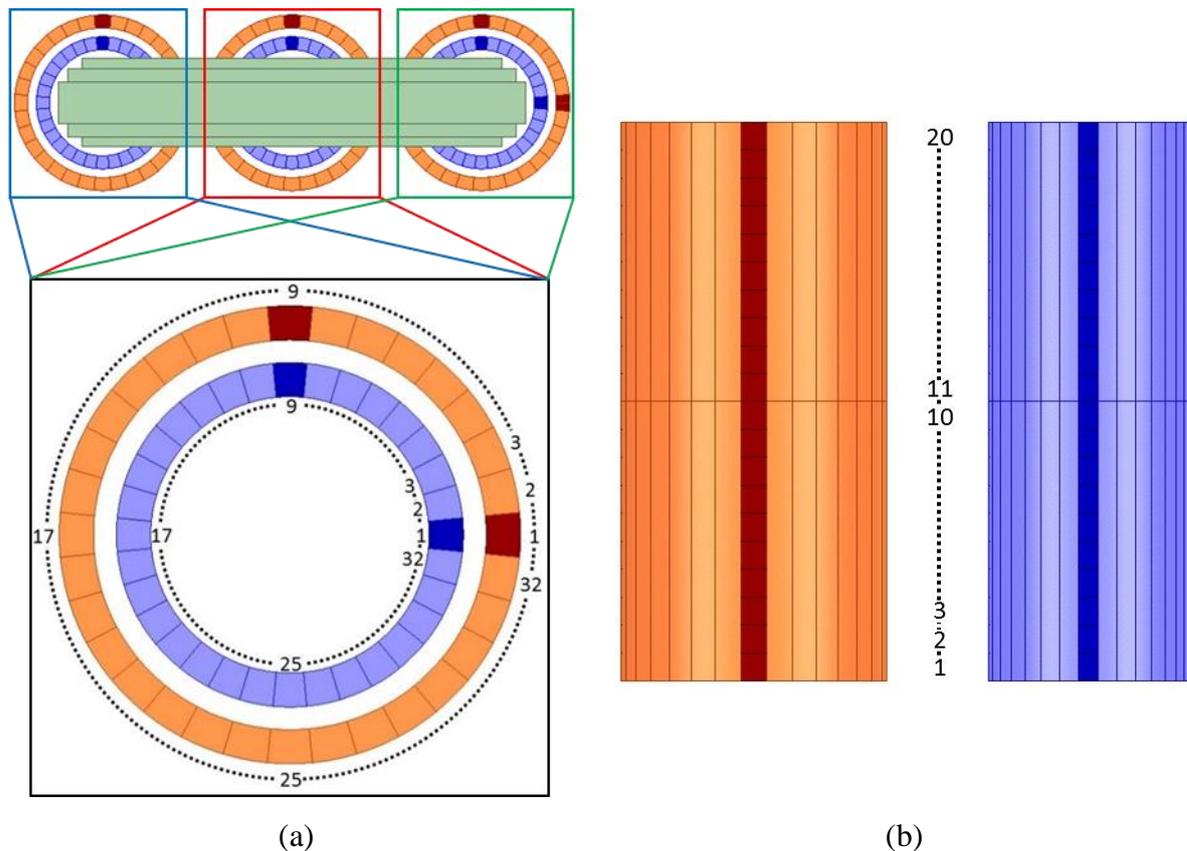
Ao fim da simulação, o *software* ANSYS Electronics Desktop® retorna os valores máximos de esforços obtidos em cada uma das divisões modeladas, radiais e axiais, de modo que os resultados são exportados em uma tabela e importados no *software* Excel® para interpretação dos dados. Dessa forma, os gráficos também apresentados na sequência do trabalho foram construídos a partir das planilhas exportadas e interpretadas.

Figura 34 – Modelo simulado – caso ideal – AT em laranja e BT em azul – (a) 3D isométrica, (b) 3D superior e (c) 2D



Fonte: Autor.

Figura 35 – Divisões (a) radiais e (b) axiais adotadas no modelo 3D



Fonte: Autor.

Para uma correta interpretação dos resultados, é preciso compreender a disposição espacial das divisões modeladas em cada fase. Como o modelo é trifásico, adotou-se a nomenclatura de fase A, B e C da esquerda para direita. Portanto, a fase B é a central, enquanto as fases A e C são as laterais. Conforme a Figura 35 (a), as 32 divisões radiais estão dispostas igualmente nas três fases.

Para um melhor entendimento, foram utilizados os termos “dentro” ou “abaixo” da janela para aquelas divisões que estão envolvidas pela janela do núcleo, e “fora” da janela para aquelas que não estão. Sendo assim, na fase central, as divisões 01 e 17 estão exatamente abaixo da janela, enquanto as divisões 09 e 25 estão fora. Na fase lateral A, da esquerda, apenas a divisão 01 está exatamente dentro. Já na fase lateral C, da direita, apenas a divisão 17 está exatamente abaixo. O entendimento dessa disposição é fundamental para interpretar os resultados obtidos no entorno da coluna do núcleo.

Com a simulação, foram obtidos os esforços radiais e de compressão máximos sobre as bobinas. Compararam-se os resultados de esforços sobre a fase B com os valores calculados a partir das equações (9) e (12) do método analítico de Waters, descrito no Capítulo 3. A Tabela

4 mostra a comparação e a diferença associada, obtida pela equação (15), em que F_{sim} corresponde ao valor obtido em simulação e F_{calc} o valor obtido através das equações empíricas. Os esforços radiais apresentados são os valores totais de cada bobina, enquanto a compressão corresponde à média dos valores obtidos entre as parcelas *bot* e *top* do modelo simulado, de modo a se ter uma melhor comparação com os valores totais determinados pelas equações empíricas.

$$Diferença (\%) = \frac{F_{calc} - F_{sim}}{F_{calc}} \cdot 100 \quad (15)$$

Tabela 4 – Comparação entre o MEF e Waters – caso ideal

Variável	MEF (kN)	Waters (kN)	Diferença (%)
Radial AT	953,6415	1.029,454	7,364
Radial BT	749,866	755,25	0,712
Compressão AT	13,969	13,853	-0,842
Compressão BT	26,302	27,70	5,067
Compressão Total	40,271	41,559	3,095

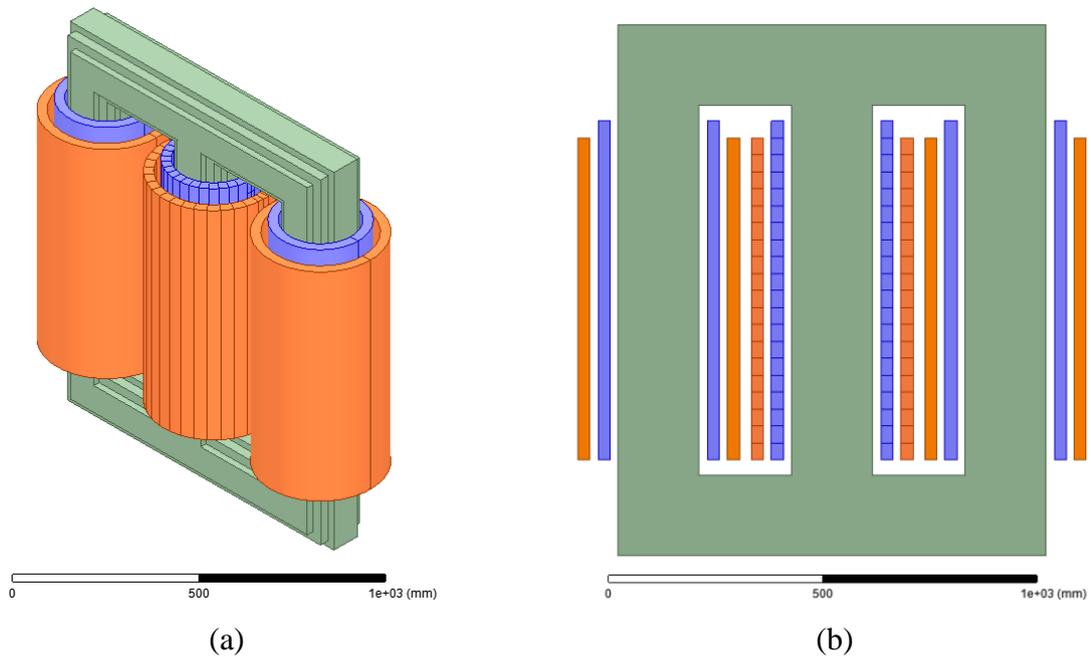
Fonte: Autor.

De forma geral, as diferenças estiveram abaixo de 8%, mostrando uma boa precisão da simulação empregando MEF, indicando a assertividade da metodologia de simulação diante das equações propostas por Waters e utilizadas por fabricantes da indústria de transformadores. Estima-se que a maior diferença observada, para o esforço radial na bobina de AT, esteja associada ao número de divisões radiais modeladas na simulação. Isso pois quanto maior for este número, tendendo à infinitas divisões, mais precisa será a resolução dos esforços radiais resultantes no entorno da bobina pelo *software* utilizado.

4.3.2 Tap na cabeceira

O modelo simulado para o arranjo de bobinas com *tap* na cabeceira superior da AT, correspondente a 5% da altura total da mesma, está ilustrado na Figura 36. A partir das conclusões de simetria obtidas com o caso ideal (que são detalhadas no capítulo seguinte) e a fim de reduzir o gasto computacional, as 32 divisões radiais e as 20 divisões axiais foram feitas somente na fase central, tida como crítica. Como não há mais simetria entre as bobinas, não foi feita a divisão entre *bot* e *top*. Portanto, os valores totais dos esforços são referentes ao enrolamento inteiro.

Figura 36 – Modelo simulado – *tap* cabeceira – (a) 3D isométrica e (b) 2D



Fonte: Autor.

Destaca-se aqui que os esforços radiais não são prioridades em arranjos com *taps* devido aos elevados esforços axiais. Em seus estudos e experimentos, (WATERS, 1953, 1966) não relata alterações sobre os esforços radiais. Dessa forma, apenas os esforços axiais em AT e BT da fase B máximos são comparados com os resultados obtidos com a equação (13) do Método de Waters, conforme a Tabela 5.

Tabela 5 – Comparação entre o MEF e Waters – *tap* cabeceira

Variável	MEF (kN)	Waters (kN)	Diferença (%)
Axial AT	-200,895	-204,822	1,91
Axial BT	200,373	204,822	2,17

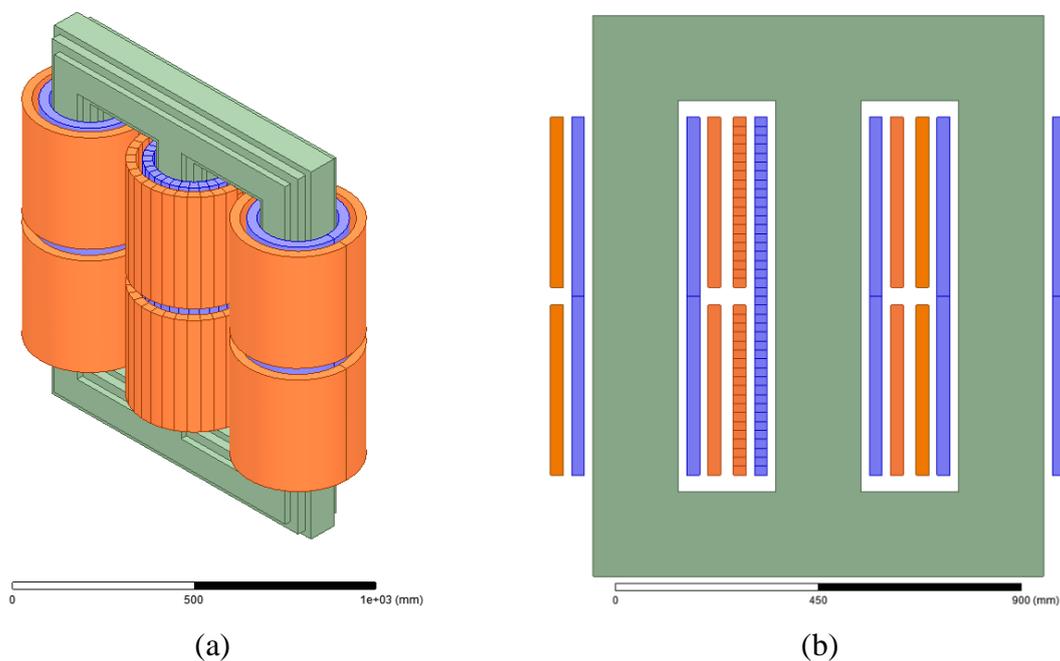
Fonte: Autor.

Como pode ser visto na Tabela 5, para um *tap* de 5%, a diferença entre a simulação empregando o MEF e o método analítico de Waters foi em torno de 2%. A pequena diferença mostra a precisão e confiabilidade da metodologia de simulação empregada quando comparada ao método analítico.

4.3.3 *Tap* central

O modelo simulado para o arranjo de bobinas com *tap* no centro da AT, também referente à 5% da altura total da bobina, está ilustrado na Figura 37. Assim como no caso do *tap* na cabeceira, as divisões radiais e axiais só foram modeladas na fase central. Pela localização do *tap* neste arranjo, nota-se uma simetria nos enrolamentos. De maneira análoga ao caso ideal, os enrolamentos foram modelados com uma parcela inferior, *bot*, e outra superior, *top*.

Figura 37 – Modelo simulado – *tap* central – (a) 3D isométrica e (b) 2D



Fonte: Autor.

Os resultados máximos obtidos com simulação na Fase B foram comparados com os obtidos pela equação (14) proposta pelo método analítico de Waters, conforme a Tabela 6. Dada a simetria do arranjo, a comparação dos resultados é feita sobre a média obtida dos blocos *bot* e *top*, assim como no caso ideal. Como visto no capítulo anterior, para interpretar corretamente o valor da força de compressão na bobina interna de BT neste arranjo, é preciso somar o resultado da equação de Waters para *tap* central com o valor de compressão do caso ideal correspondente.

Tabela 6 – Comparação entre o MEF e Waters – *tap* central

Variável	MEF (kN)	Waters (kN)	Diferença (%)
Axial AT	52,973	53,998	1,89
Axial BT	78,815	53,998+27,7=81,698	3,52

Fonte: Autor.

As forças obtidas por simulação e analítico para a bobina de AT foram muito próximas, com uma diferença menor de 2%, enquanto para a BT ficou abaixo de 4%. Sendo assim, o método de simulação em elementos finitos utilizado mostrou-se preciso e assertivo quando comparado ao método de cálculo proposto por Waters.

4.4 CONSIDERAÇÕES DO CAPÍTULO

Os três arranjos de enrolamentos já analisados pela teoria e análises do estudo de (WATERS, 1966) foram modelados e simulados em elementos finitos. A modelagem adotada foi em 3D com as três fases, trifásica portanto, a fim de se obter a maior precisão possível nos resultados. Os resultados obtidos com as simulações foram comparados com os resultados diante da aplicação das equações propostas pelo método analítico de Waters descrito no capítulo anterior.

Tanto no caso ideal, com bobinas de mesma altura e sem *tap*, quanto nos arranjos com *taps* na cabeceira e no centro da bobina de AT, as diferenças da simulação foram menores que 10%, mostrando a boa precisão da metodologia de simulação diante do emprego das equações analíticas propostas pelos experimentos de Waters e que são utilizadas no projeto de transformadores de potência. Quanto às diferenças, percebe-se que, além de baixas, mostrando que as equações servem como uma ferramenta para cálculo absoluto dos esforços, todas foram positivas, com exceção da compressão da AT no caso ideal. Em outras palavras, os resultados obtidos pelas equações analíticas foram todos, com exceção de um, maiores que os resultados de simulação. Isso significa que na ausência de uma simulação detalhada para determinação dos esforços, a utilização dessas equações garante resultados com uma margem de diferença positiva, superdimensionando o projeto.

Diante disso, com o método de simulação comparado e mostrando uma boa assertividade diante do método analítico, o capítulo seguinte apresenta análises detalhadas dos esforços nos enrolamentos para os três arranjos estudados.

5. ANÁLISES DOS ESFORÇOS ELETROMECAÑNICOS

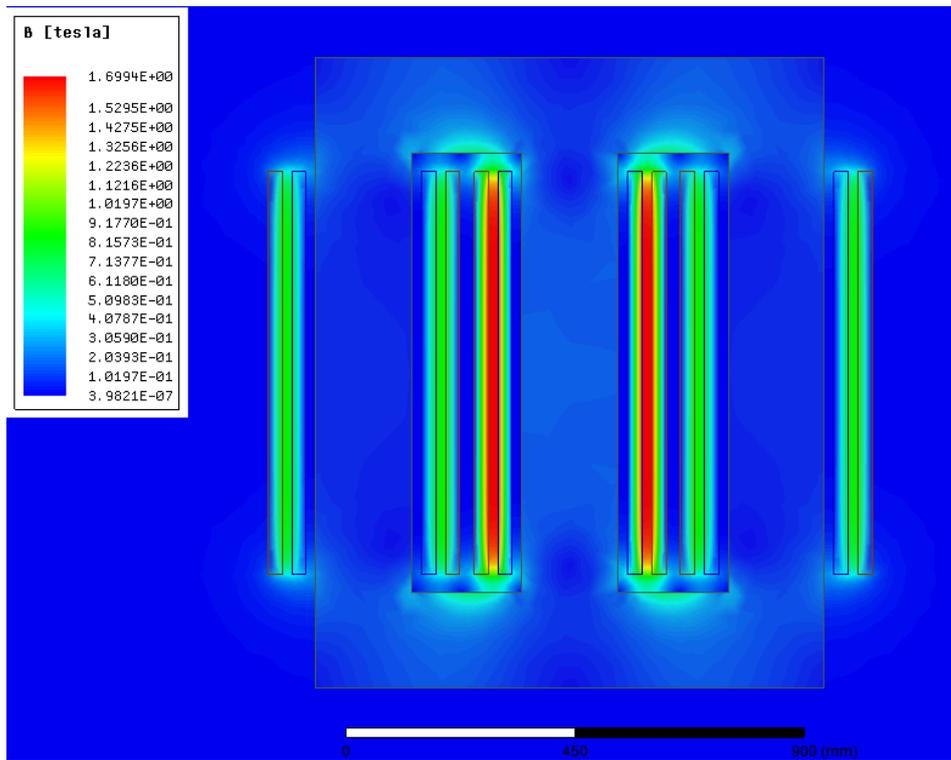
Uma vez que as simulações dos três arranjos de enrolamentos apresentadas no capítulo anterior foram comparadas com as equações analíticas do Método de Waters, apresentando uma boa precisão, este capítulo dedica-se a apresentar a determinação e análises dos esforços e sua distribuição nos enrolamentos do arranjo caso ideal, com *tap* na cabeceira e com *tap* central na bobina externa. São analisados os comportamentos do fluxo magnético disperso e dos esforços eletromecânicos sobre os enrolamentos. A distribuição dos esforços é detalhada através das divisões radiais e axiais dos enrolamentos, o que permite a análise mais precisa ao longo do comprimento da bobina, bem como no entorno do núcleo. Com isso, busca-se também verificar imprecisões das equações analíticas que remetem às diferenças apresentadas anteriormente.

5.1 CASO IDEAL

Antes de analisar o comportamento dos esforços, observou-se o campo magnético disperso que os origina. Foram plotadas a densidade de fluxo magnético disperso B e as linhas do seu vetor potencial magnético A , correspondente às linhas de campo magnético disperso, em um corte 2D, conforme pode ser visualizado nas Figura 38 e Figura 39, respectivamente. Como o fluxo varia com a fase, estas figuras representam o fluxo estático em uma determinada fase, no caso, quando é máximo na fase central. Percebe-se que a maior densidade ocorre na região entre as duas bobinas, como esperado. Ainda, a partir da distribuição das linhas de campo magnético disperso, é possível perceber que seu comportamento muda ao longo do enrolamento. Na maior parte central dos enrolamentos seu comportamento é praticamente axial, enquanto ao se aproximar das cabeceiras sofre uma curvatura.

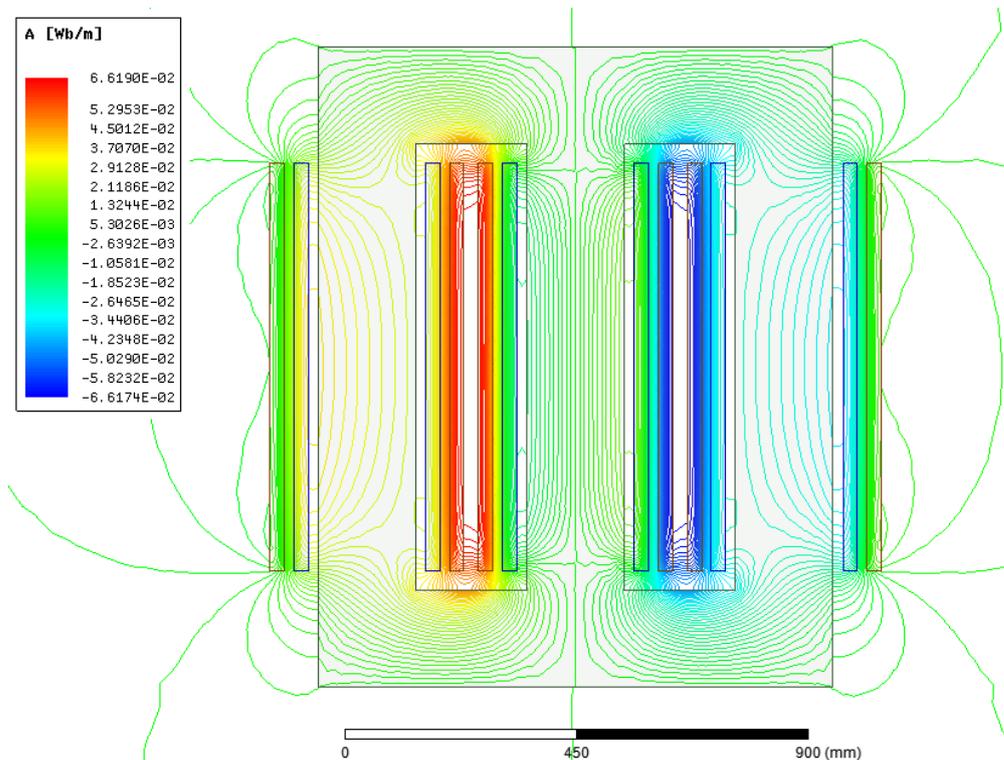
O recurso gráfico dessas figuras auxilia no entendimento dos resultados apresentados na sequência. A partir da simulação do modelo do caso ideal, os valores máximos totais de esforços radiais e axiais das bobinas de AT e BT da fase central são apresentados na Tabela 7. Nesta tabela, os resultados estão divididos entre *bot* e *top*, conforme a modelagem realizada, para determinar o comportamento dos esforços nas parcelas inferior e superior das bobinas.

Figura 38 – Densidade de fluxo magnético disperso – caso ideal



Fonte: Autor.

Figura 39 – Linhas de campo magnético disperso – caso ideal



Fonte: Autor.

Tabela 7 – Esforços eletromecânicos – caso ideal

Variável	Força (kN)
Força Radial AT - <i>bot</i>	476,764
Força Radial AT - <i>top</i>	476,877
Força Radial BT - <i>bot</i>	374,933
Força Radial BT - <i>top</i>	374,933
Força de Compressão AT - <i>bot</i>	14,078
Força de Compressão AT - <i>top</i>	-13,861
Força de Compressão BT - <i>bot</i>	26,194
Força de Compressão BT - <i>top</i>	-26,41
Força de Compressão Total - <i>bot</i>	40,272
Força de Compressão Total - <i>top</i>	-40,27

Fonte: Autor.

Como esperado, existe um comportamento espelhado dos esforços. Analisando os enrolamentos divididos no meio como *bot* e *top*, percebe-se que os esforços radiais em *bot* são os mesmos que em *top*, e no mesmo sentido, para ambas bobinas. Os esforços axiais também são os mesmos em *bot* e *top*, contudo, em sentidos opostos, caracterizando a compressão. Portanto, ao avaliar os esforços radiais, como feito na Tabela 4, é adotado o valor da soma de *bot* e *top*, enquanto para os esforços de compressão faz-se uma média dos valores de *bot* e *top*.

Como o modelo é trifásico e a geometria possui as mesmas divisões em todas as fases, é possível comparar os esforços máximos da fase central, fase “B”, com as fases laterais, fases “A” e “C”, esquerda e direita, respectivamente, conforme a Tabela 8.

Tabela 8 – Comparação dos esforços nas três fases – caso ideal

Variável	Fase A (kN)	Fase B (kN)	Fase C (kN)
Radial AT	947,122	953,6415	947,158
Radial BT	747,244	749,866	747,264
Compressão AT	10,753	13,969	10,671
Compressão BT	30,669	26,302	30,733
Compressão Total	41,423	40,271	41,405

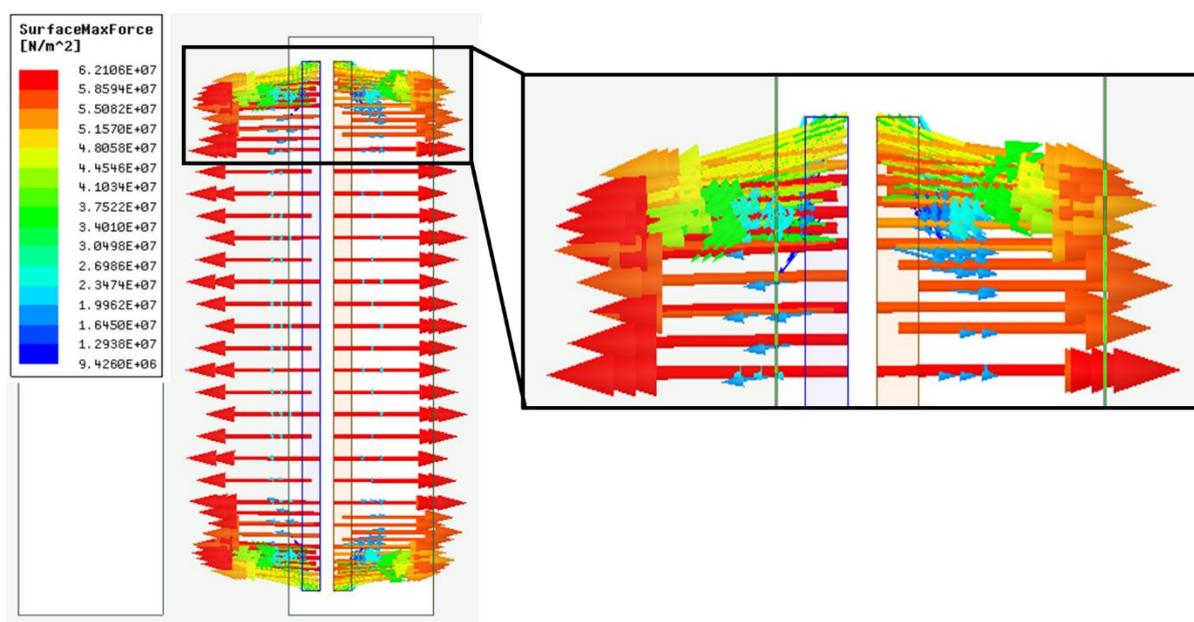
Fonte: Autor.

A primeira constatação é sobre a simetria do modelo e dos resultados. As fases laterais possuem esforços iguais, tanto radiais quanto de compressão, dada sua construção e operação espelhada. Comparando as fases laterais com a central, percebe-se que os esforços radiais têm uma variação que tende a zero, apresentando um pequeno acréscimo na fase B. A compressão

máxima também quase não varia, com um pequeno acréscimo nas fases laterais. Contudo, nota-se uma diferença maior quando analisadas as compressões em AT e BT separadamente. Nas fases laterais têm-se compressões na AT menores e na BT maiores que na fase central. Isso evidencia a influência da janela do núcleo sobre o campo disperso e, conseqüentemente, sobre os esforços axiais. O detalhamento desses esforços é dado na sequência. Analisando as compressões das três fases, os resultados estão de acordo com a estimativa de Waters (1953, 1966), verificando que a BT sempre tem mais compressão que a AT, sendo que nas fases laterais apresenta um valor maior que na fase central, como mostra a Tabela 8.

Para complementar a análise dos resultados numéricos obtidos, plotou-se, no plano 2D, os vetores dos esforços em parte da fase central, conforme Figura 40. Percebe-se o sentido atuante dos esforços. No sentido radial, a bobina interna de BT é forçada contra o núcleo e a externa de AT na direção oposta. Já no sentido axial, ambas bobinas são comprimidas, principalmente na região das cabeceiras, como mostra o detalhe. O comportamento dos vetores confirma os sentidos dos esforços no caso ideal na teoria e já expostos.

Figura 40 – Vetores dos esforços eletromecânicos – caso ideal



Fonte: Autor.

Com essa análise geral dos resultados e a comparação do método de simulação empregado em relação ao método analítico de Waters, a seguir são apresentados detalhamentos dos esforços radiais e axiais através das divisões modeladas. Por fim, algumas conclusões são resumidas acerca dos esforços eletromecânicos sobre os enrolamentos do caso ideal.

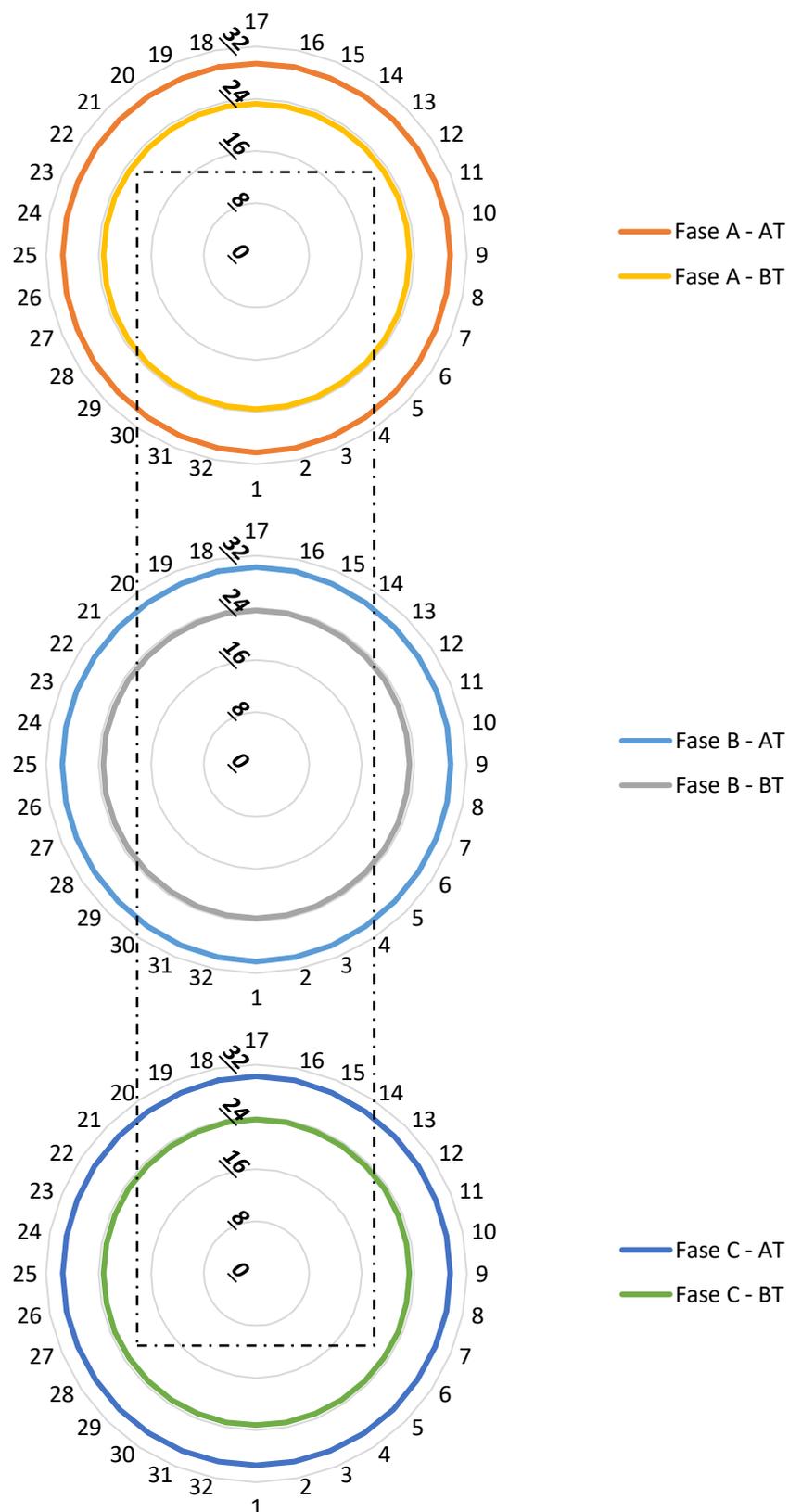
5.1.1 Detalhamento dos esforços radiais

A partir das 32 divisões radiais no entorno do núcleo, detalhadas na Figura 35 (a), é possível verificar a distribuição dos esforços radiais ao redor de toda coluna do núcleo. Como o modelo é trifásico, essa divisão possibilita verificar a influência tanto da janela do núcleo quanto da proximidade das fases laterais na fase central.

A Figura 41 mostra um gráfico com os esforços radiais máximos dispostos radialmente sobre as três fases, como uma vista superior da parte ativa na vertical. O retângulo pontilhado em preto representa a parcela de enrolamentos que se encontra dentro da janela do núcleo. Assim como os resultados apresentados nas tabelas anteriores, os esforços radiais são maiores nas bobinas de AT do que nas de BT. Analisando as divisões radiais, percebe-se que os valores não sofrem alteração em relação à posição da fase nem à posição dentro do enrolamento, mantendo os mesmos valores no entorno da coluna, independente da janela. Os enrolamentos de AT possuem cerca de 30 kN em cada uma das 32 divisões radiais, enquanto a BT apresenta em torno de 23 kN ao redor da coluna, uma diferença de cerca de 30%.

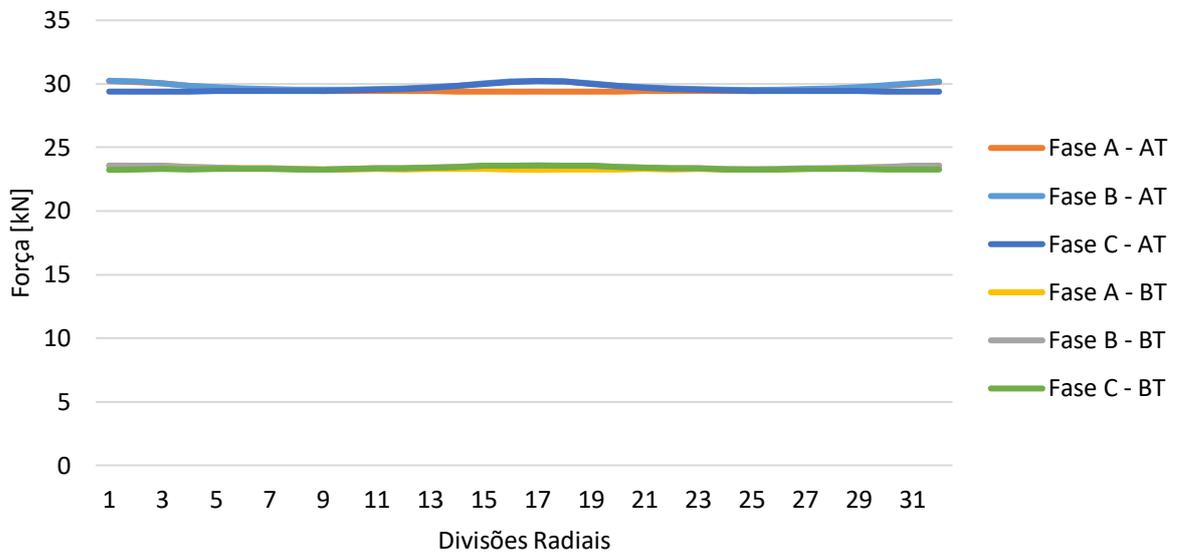
Na Figura 42 os mesmos valores máximos de esforços radiais são expostos, dessa vez com uma visão como se colocasse as 32 divisões lado a lado em um plano. Novamente verifica-se as maiores forças nas bobinas de AT e a homogeneidade dos valores máximos no entorno da coluna, tanto para AT quanto para BT, mostrando que os esforços radiais não sofrem influência da janela do núcleo.

Figura 41 – Esforços radiais dispostos radialmente – caso ideal (em kN)



Fonte: Autor.

Figura 42 – Esforços radiais distribuídos nas divisões radiais – caso ideal



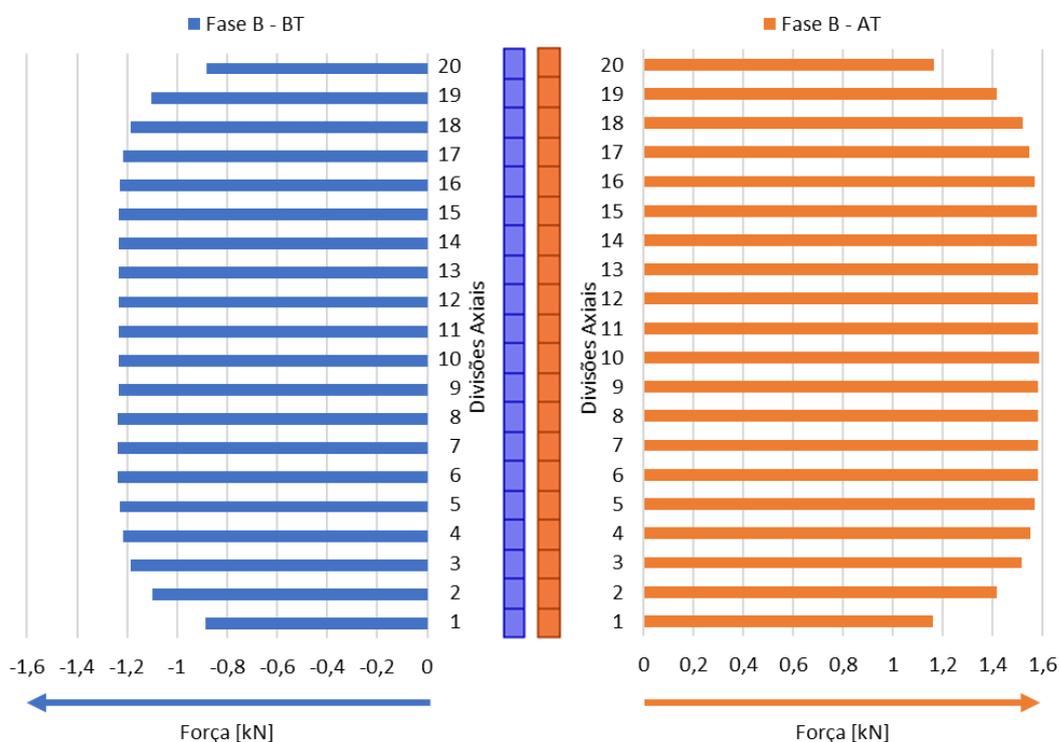
Fonte: Autor.

É importante destacar que, ao analisar as divisões modeladas, como a força depende da posição da geometria, a soma dos esforços máximos de cada divisão pode não ser exatamente igual ao esforço máximo do bloco inteiro, por exemplo. Dessa forma, todas as análises baseiam-se nos esforços eletromecânicos máximos, seja nas divisões radiais e axiais, ou nos blocos inteiros, representando as piores situações.

Os resultados apresentados mostram que os esforços radiais, em sentidos opostos, são maiores na AT do que na BT e homogêneos ao redor da coluna do núcleo em ambas bobinas, além de não sofrerem alterações quanto a fase lateral ou central. A partir disso, nota-se que o comportamento do fluxo disperso axial, responsável pelos esforços radiais, não sofre influência da janela do núcleo. O fluxo disperso é majoritariamente axial e homogêneo em toda altura dos enrolamentos, com exceção das cabeceiras, independente da janela do núcleo.

Com as 20 divisões axiais modeladas, que equivalem a 20 discos da bobina, analisou-se o comportamento dos esforços radiais ao longo da altura das bobinas. A Figura 43 mostra esse comportamento e evidencia que o esforço radial é maior e homogêneo nos discos centrais das bobinas, resultado do comportamento do fluxo disperso axial. Para ambas bobinas, o esforço radial se concentra em 80% dos discos centrais, cerca de 1,6 kN para AT e 1,2 kN para BT, enquanto nas cabeceiras a AT atinge 1,15 kN e a BT 0,9 kN. Isso mostra uma diferença de quase 40% entre os esforços radiais das cabeceiras e dos discos centrais.

Figura 43 – Esforços radiais distribuídos nas divisões axiais – caso ideal



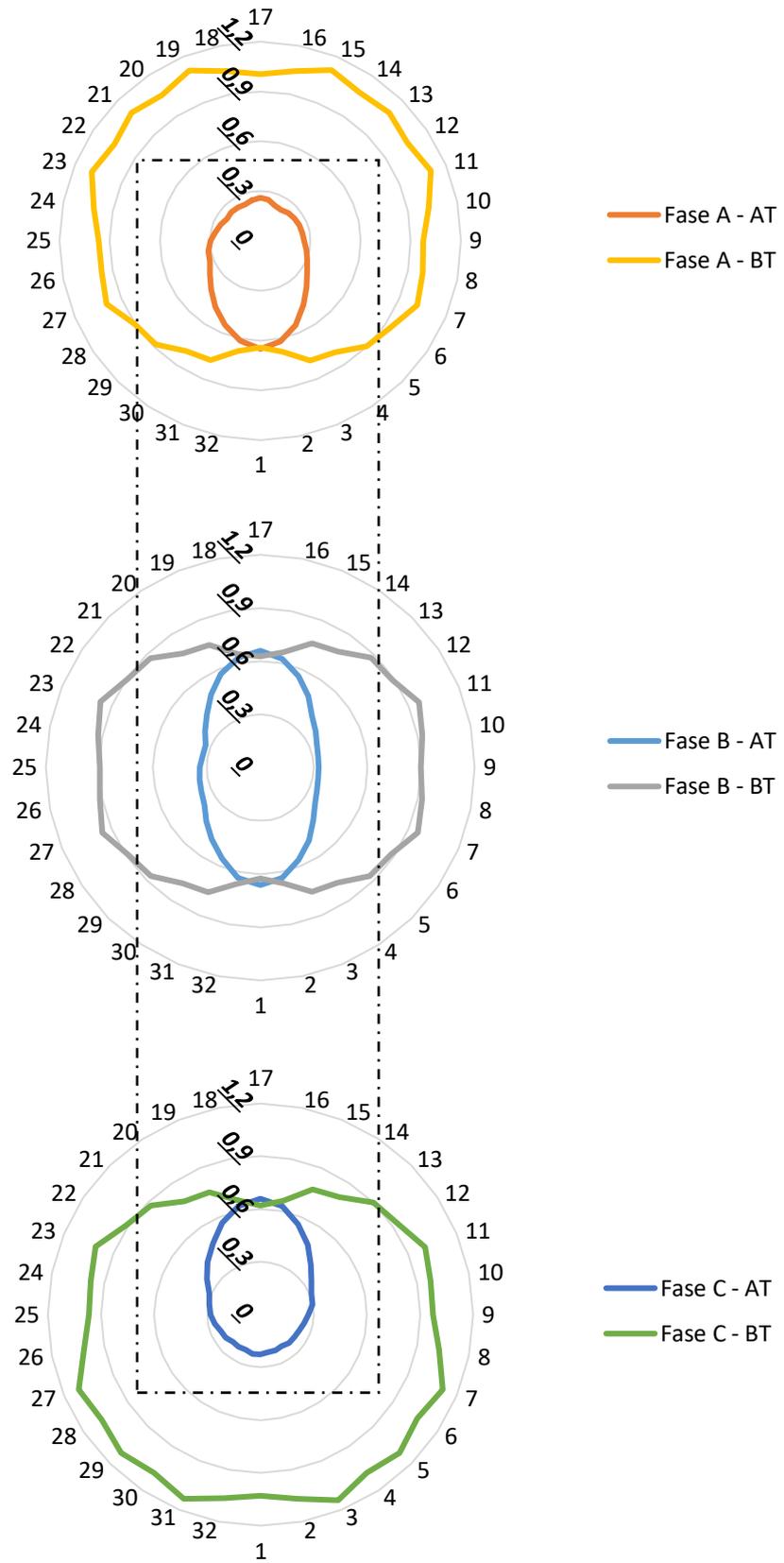
Fonte: Autor.

Essa observação conclui novamente que o fluxo disperso axial é homogêneo na maior parte central das bobinas e não sofre influência da janela do núcleo, resultando em esforços radiais iguais nas três fases e no entorno de todo o enrolamento. Ainda, está de acordo com a equação (9) proposta por (WATERS, 1953, 1966) para cálculo dos esforços radiais, que não depende de variáveis construtivas do núcleo, apenas da altura do enrolamento.

5.1.2 Detalhamento dos esforços axiais

Com as mesmas divisões radiais e axiais, é possível detalhar os esforços axiais ao redor da coluna do núcleo e ao longo da altura dos enrolamentos. Analogamente aos esforços radiais, a Figura 44 mostra a compressão máxima distribuída ao longo das 32 divisões radiais para as bobinas das três fases disposta radialmente, vista de cima, com a representação da janela magnética pelo retângulo pontilhado em preto. Como já visto, nota-se que a compressão na AT é menor que na BT. Diferente dos esforços radiais, percebe-se que a compressão varia de acordo com a posição da divisão dentro do enrolamento, apresentando, aproximadamente, o mesmo valor mínimo, e o mesmo máximo, para as três fases.

Figura 44 – Compressão axial disposta radialmente – caso ideal (em kN)

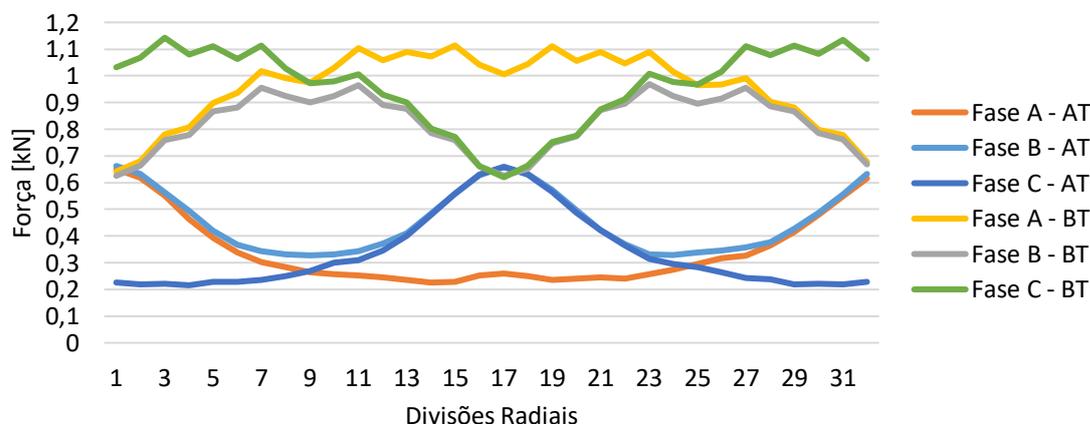


Fonte: Autor.

Pela Figura 44, evidencia-se que a janela do núcleo exerce efeitos diferentes sobre as bobinas de BT e AT. Observa-se que, para a BT, os valores obtidos nas divisões abaixo da janela são menores do que fora, nas três fases. Já o comportamento na AT é o oposto, verificando que as divisões abaixo da janela têm uma compressão axial maior que aquelas fora da mesma.

Esse comportamento observado justifica os valores absolutos apresentados na Tabela 8, com uma maior compressão na BT das fases laterais do que na fase central, e uma maior compressão na AT da fase central do que nas laterais, além de que a BT sempre possui uma compressão maior do que a AT, uma vez que a fase B possui uma maior parcela de enrolamentos abaixo da janela. Ainda, nota-se que nas divisões exatamente abaixo da janela, os valores de compressão para BT e AT são iguais, em cada fase, comportando-se de maneiras diferentes à medida que saem da janela. A Figura 45 mostra os valores de compressão axial de cada divisão dispostos lado a lado.

Figura 45 – Compressão axial distribuída nas divisões radiais – caso ideal



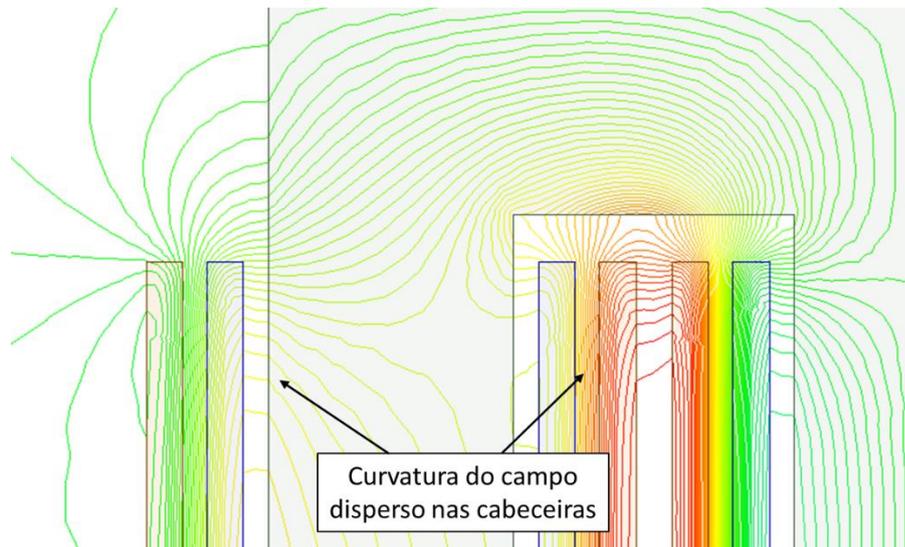
Fonte: Autor.

Mais detalhadamente, observa-se que, para as bobinas internas de BT, as divisões abaixo da janela atingem um valor mínimo de, aproximadamente, 0,65 kN, enquanto as de fora um máximo de, aproximadamente, 1,1 kN, uma diferença na ordem de 70%. Nas bobinas externas de AT, a compressão nas divisões abaixo da janela é máxima, cerca de 0,65 kN, e mínima nas divisões fora, cerca de 0,3 kN, aproximadamente a metade.

Com estas análises, conclui-se que a janela do núcleo tem influência direta na compressão ao redor dos enrolamentos, bem como a presença da fase lateral vizinha. As três fases do transformador estão defasadas de 120° e os fluxos magnéticos gerados por elas interagem entre si. Essa interação faz com que os fluxos dispersos busquem caminhos

magnéticos para percorrermos, que acabam por serem diferentes dentro e fora da janela do núcleo. A Figura 46 mostra um recorte 2D em que é possível analisar a curvatura resultante do fluxo disperso.

Figura 46 – Linhas de campo magnético disperso nas cabeceiras superiores e inferiores – caso ideal



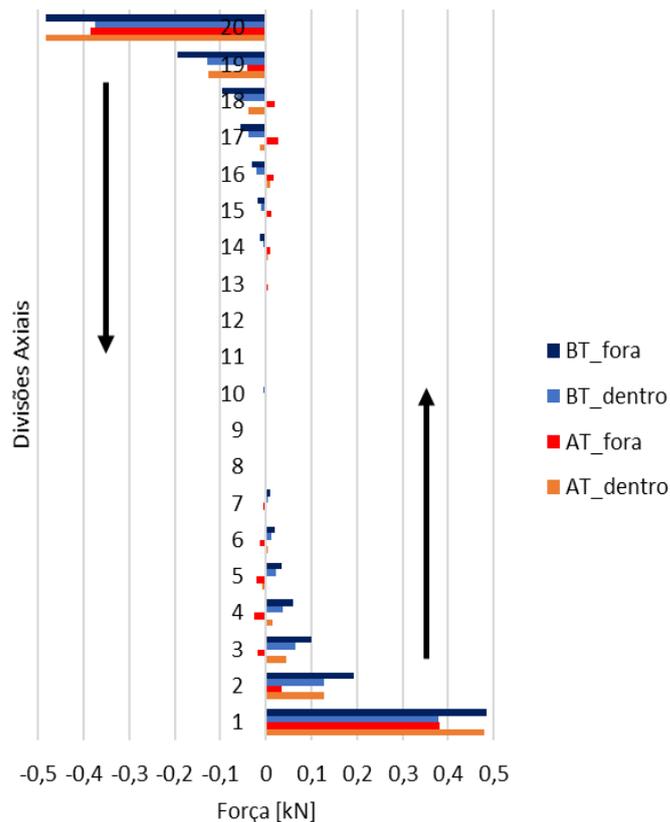
Fonte: Autor.

Conforme a Figura 46, embaixo da janela, nas cabeceiras, parte do fluxo segue de modo axial em busca de um caminho pelo núcleo para unir-se com o fluxo defasado da fase vizinha. Já outra parte se curva e atravessa radialmente os enrolamentos. No caso da bobina interna, o fluxo a atravessa para encontrar o núcleo, enquanto na bobina externa não há núcleo e sim o fluxo da fase vizinha. Essa divisão resulta em componentes radiais de fluxo disperso aproximadamente iguais em AT e BT. Já fora da janela e sem a fase vizinha, o fluxo na cabeceira sofre uma curvatura maior, buscando o caminho magnético de menor relutância pelo núcleo, principalmente na bobina interna de BT. Isso explica a maior compressão nas bobinas de BT fora da janela e as compressões que tendem a ser iguais entre AT e BT dentro da janela. Com esse comportamento, a simetria do transformador justifica os esforços equivalentes nas três fases.

Analisando as 20 divisões axiais, é possível verificar a intensidade dos esforços máximos ao longo da altura do enrolamento, conforme a Figura 47, que ilustra esse comportamento na fase B, sobre divisões dentro e fora da janela do núcleo. A maior intensidade dos esforços axiais de compressão ocorre nos discos das extremidades, nas cabeceiras, em cerca de 15% dos discos na extremidade superior e 15% na inferior. Entre esses 15% dos discos, os

primeiros 5% bem da extremidade chegam a ter esforços maiores que o dobro dos outros. Conforme aproxima-se do centro das bobinas, onde o fluxo disperso passa a ser quase que totalmente axial, a compressão tende a ser nula, havendo até inversão de sentido em alguns momentos.

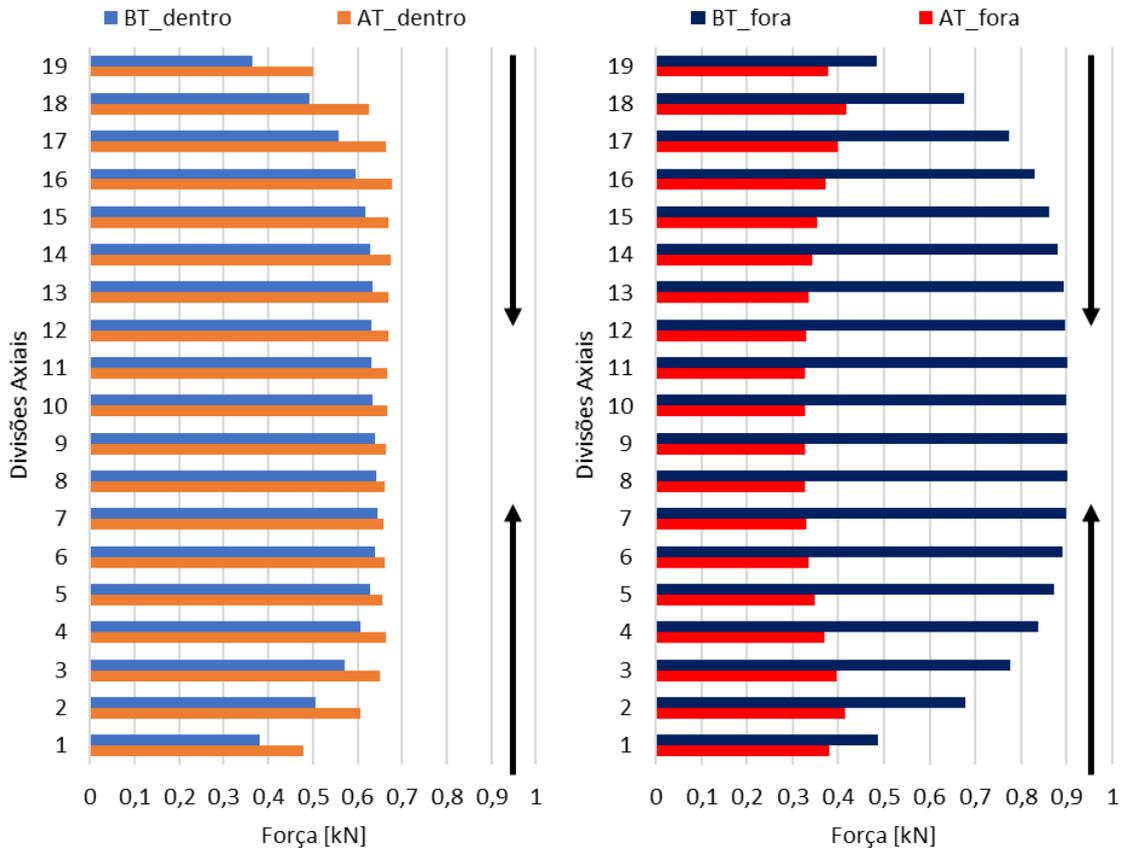
Figura 47 – Compressão axial distribuída nas divisões axiais – caso ideal



Fonte: Autor.

A partir da compressão em cada um dos 20 blocos modelados, é possível calcular a compressão máxima acumulada ao longo do enrolamento. A Figura 48 ilustra a compressão acumulada em AT e BT, dentro e fora da janela, na Fase B. Percebe-se que, após os primeiros discos, a compressão acumulada se torna homogênea, uma vez que não há esforço axial nos discos centrais. Ainda, nota-se que, dentro da janela, a compressão acumulada em AT e BT são muito próximas, em torno de 0,65 kN, enquanto que, fora da janela, a compressão da BT, 0,9 kN, chega a ser aproximadamente o triplo do que na AT, 0,32 kN. Somando-se a compressão acumulada de todo enrolamento ao redor da coluna, chega-se na proporção estimada por Waters (1953, 1966) e verificada no valor absoluto da compressão da Tabela 8, cerca de 1/3 da compressão total corresponde a AT e 2/3 a BT, como ilustra a Figura 27.

Figura 48 – Compressão axial acumulada nas divisões axiais – caso ideal



Fonte: Autor.

5.1.3 Conclusões do caso ideal

Com bobinas de mesma altura e sem *taps*, o fluxo disperso, concentrado na região entre as duas bobinas, se comporta de maneira axial na maior parte central dos enrolamentos e sofre uma curvatura nas cabeceiras para buscar um caminho de retorno. De maneira geral, a parcela axial do fluxo resulta em esforços radiais de repulsão entre as bobinas, enquanto a parcela radial resulta em esforços axiais que caracterizam uma compressão em ambas bobinas.

Os esforços radiais são maiores na bobina externa do que na interna e, devido à característica do campo disperso, ocorrem de forma concentrada em cerca de 80% dos discos centrais. Em relação a janela do núcleo, não sofrem influência, sendo homogêneos em todo enrolamento ao redor da coluna e, por isso, são iguais nas três fases do transformador trifásico.

Os esforços axiais comprimem ambas as bobinas. Dividindo-as em dois blocos, superior e inferior, têm-se os blocos superiores forçados para baixo e os inferiores para cima, levando a um ponto de maior compressão acumulada nos discos exatamente do meio. Pelo comportamento do fluxo radial, a bobina interna sempre possui uma compressão maior que a

externa, sendo que nas fases laterais apresenta um valor maior que na central, mas, de forma geral, a bobina interna representa de $2/3$ a $3/4$ da compressão total, e a externa de $1/4$ a $1/3$. Contudo, a soma das compressões das duas bobinas tende a ser a mesma nas três fases.

Essa diferença observada entre as fases surge devido à influência da janela do núcleo no caminho magnético do fluxo. Enquanto que para os esforços radiais, a janela não interfere na parcela de fluxo axial, para os esforços axiais nota-se que ela influencia na curvatura da parcela de fluxo radial, que busca um caminho de menor relutância magnética. Isso leva a compressões maiores na bobina interna fora da janela e menores dentro, enquanto para a bobina externa têm-se compressões maiores dentro da janela. Diferente dos esforços radiais, que se concentram na parcela central das bobinas, os axiais se concentram nas cabeceiras, em cerca de 15% dos discos de cada extremidade.

Comparando as análises feitas em simulações com a teoria, percebe-se que as equações analíticas servem como uma boa ferramenta para calcular os esforços eletromecânicos para o caso ideal. Mesmo com as simplificações assumidas, as equações refletem com precisão o comportamento dos esforços de modo geral na fase central. As análises com simulações mostraram-se com boa precisão de acordo com a teoria do Método de Waters, além de complementarem o estudo e detalhamento dos esforços ao longo dos enrolamentos, principalmente mostrando a influência direta da janela do núcleo sobre a curvatura do campo disperso, levando a esforços diferentes ao redor da coluna do núcleo e entre as três fases de um equipamento trifásico, e a não influência sobre os esforços radiais.

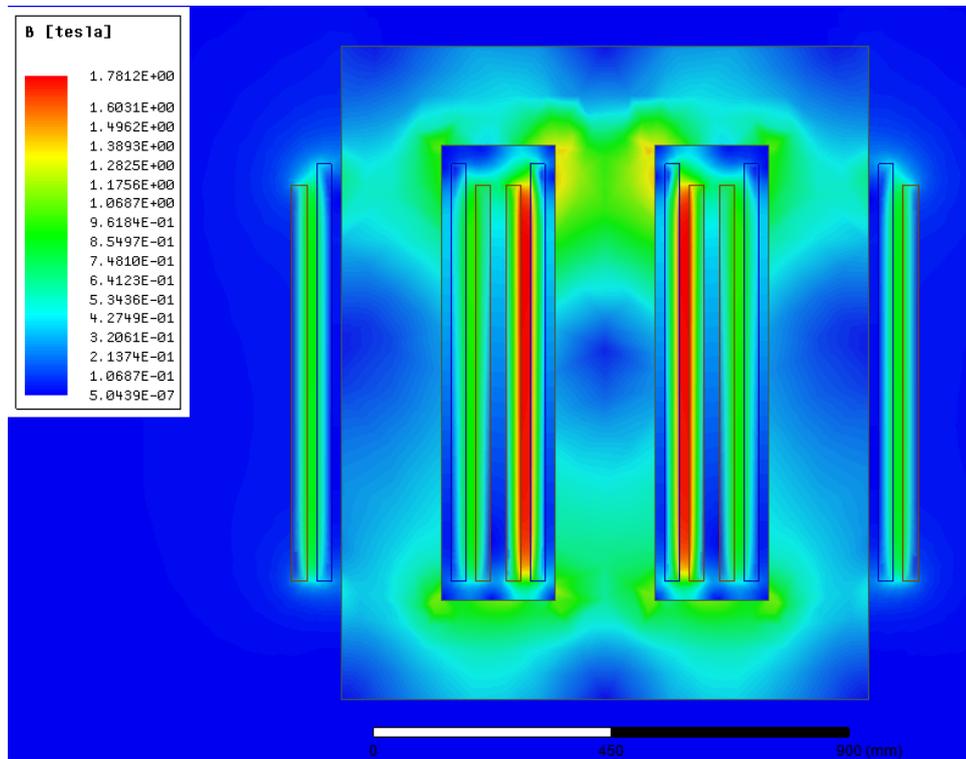
5.2 TAP NA CABECEIRA

Assim como no caso ideal, para o caso com *tap* na cabeceira, foram plotadas a densidade de fluxo magnético disperso e as linhas do campo magnético disperso, apresentados nas Figura 49 e Figura 50, respectivamente. Neste arranjo, a maior densidade de campo se mantém na região entre os enrolamentos, contudo, as linhas do campo magnético têm um comportamento diferente do caso ideal.

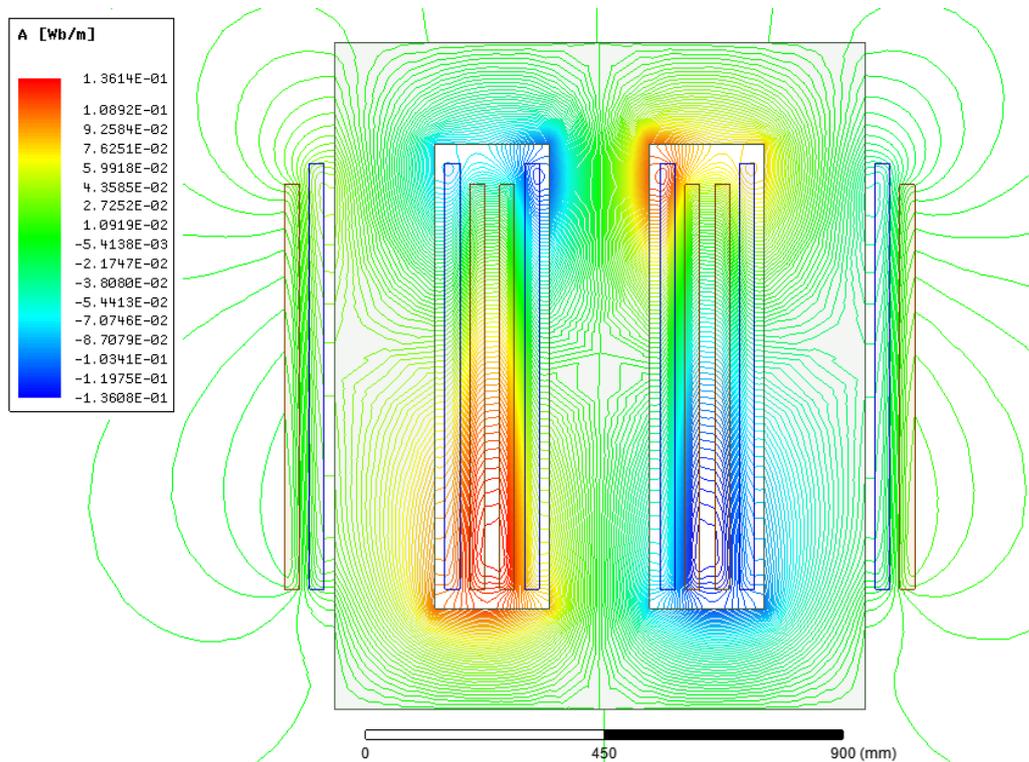
Com a distribuição da relação de ampère-espira entre as bobinas desequilibrada pela presença do *tap* na cabeceira da AT, as distribuições dos fluxos das bobinas tendem a se opor. Como a BT é mais alta, seu centro desloca-se para a extremidade superior, enquanto o centro da AT vai para a extremidade inferior, como pode ser visto. Esse deslocamento faz com que as linhas de fluxo atravessem os enrolamentos no sentido radial em uma parcela além das cabeceiras, como era no caso ideal, para fechar seu caminho magnético.

Dessa forma, o fluxo deixa de ser praticamente axial no centro das bobinas e passa a ter muito mais componentes radiais ao longo do enrolamento, o que leva a maiores esforços axiais e em uma região maior do que apenas nas cabeceiras (WATERS, 1953, 1966).

Figura 49 – Densidade de fluxo magnético disperso – *tap* cabeceira



Fonte: Autor.

Figura 50 – Linhas de campo magnético disperso – *tap* cabeceira

Fonte: Autor.

A Tabela 9 mostra os valores absolutos dos esforços axiais obtidos, principal variável a ser analisada neste caso, nas bobinas de AT e BT nas três fases para um *tap* na cabeceira de 5%. Nota-se que as intensidades são as mesmas para AT e BT, só que em sentidos opostos, atuando de maneira a aumentar o desbalanço entre elas. Comparando entre as três fases, verifica-se que a fase central sofre esforços 25% maiores do que nas fases laterais, 200 kN contra 160 kN, que possuem comportamentos idênticos entre si. Assume-se, portanto, que a fase central é a fase crítica, pois sofre os piores esforços. Uma vez que a fase B foi identificada como crítica, todas as análises que seguem são feitas sobre as divisões modeladas apenas na fase central, tendo sua interpretação estendida para as fases laterais.

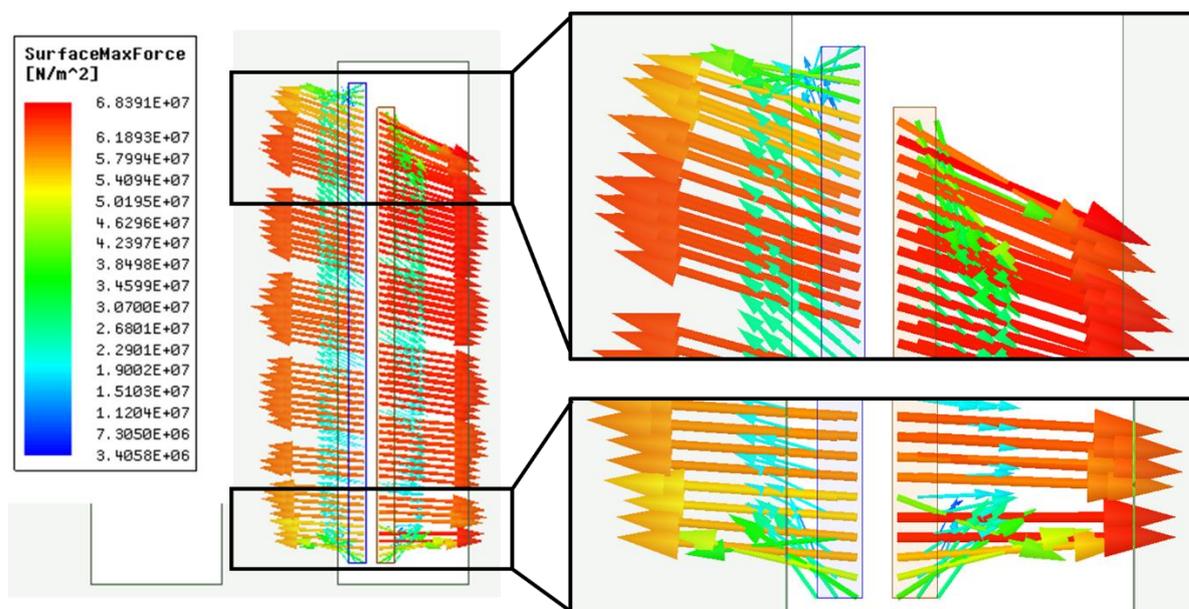
Tabela 9 – Comparação dos esforços axiais nas três fases – *tap* cabeceira.

Variável	Fase A (kN)	Fase B (kN)	Fase C (kN)
Axial AT	-160,498	-200,895	-160,287
Axial BT	160,428	200,373	160,221

Fonte: Autor

Novamente plotou-se os vetores dos esforços em uma parte da Fase B em um corte 2D, apresentados na Figura 51, para identificar os sentidos dos esforços e auxiliar na interpretação dos resultados. Os esforços radiais mantêm sua característica de repulsão entre AT e BT, enquanto, desta vez, há resultantes axiais atuando no sentido de aumentar o valor do *tap*.

Figura 51 – Vetores dos esforços eletromecânicos – *tap* cabeceira

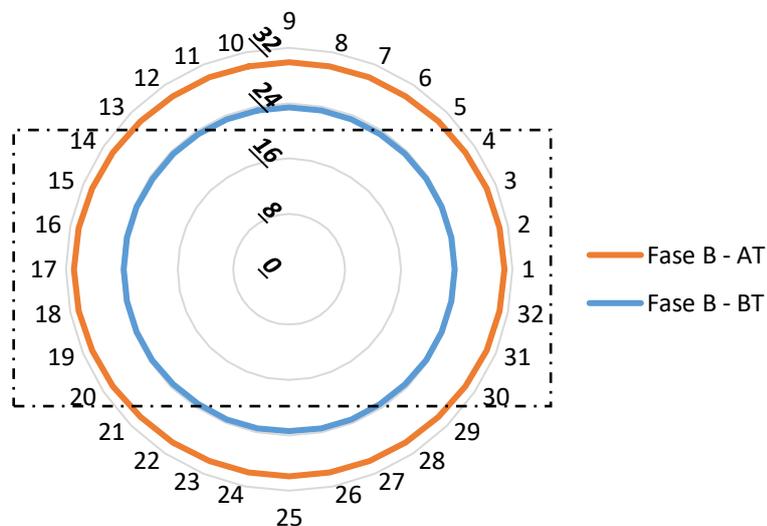


Fonte: Autor.

5.2.1 Detalhamento dos esforços radiais

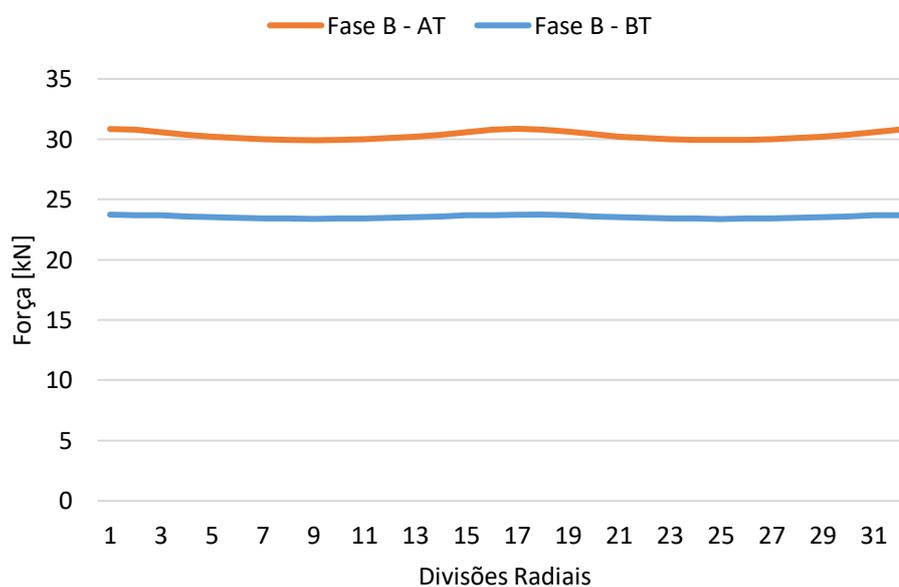
Como dito anteriormente, os esforços radiais em arranjos com *taps* não são analisados na teoria com o Método de Waters, contudo, as simulações em elementos finitos possibilitam que sejam analisados da mesma forma como feito no caso ideal. A Figura 52 ilustra a distribuição dos esforços radiais máximos dispostos radialmente ao longo das 32 divisões radiais dos enrolamentos de BT e AT da Fase B, com a representação da janela magnética pelo retângulo pontilhado, enquanto a Figura 53 apresenta os esforços radiais com as divisões dispostas lado a lado.

Figura 52 – Esforços radiais dispostos radialmente – *tap* cabeceira (em kN)



Fonte: Autor.

Figura 53 – Esforços radiais distribuídos nas divisões radiais – *tap* cabeceira



Fonte: Autor.

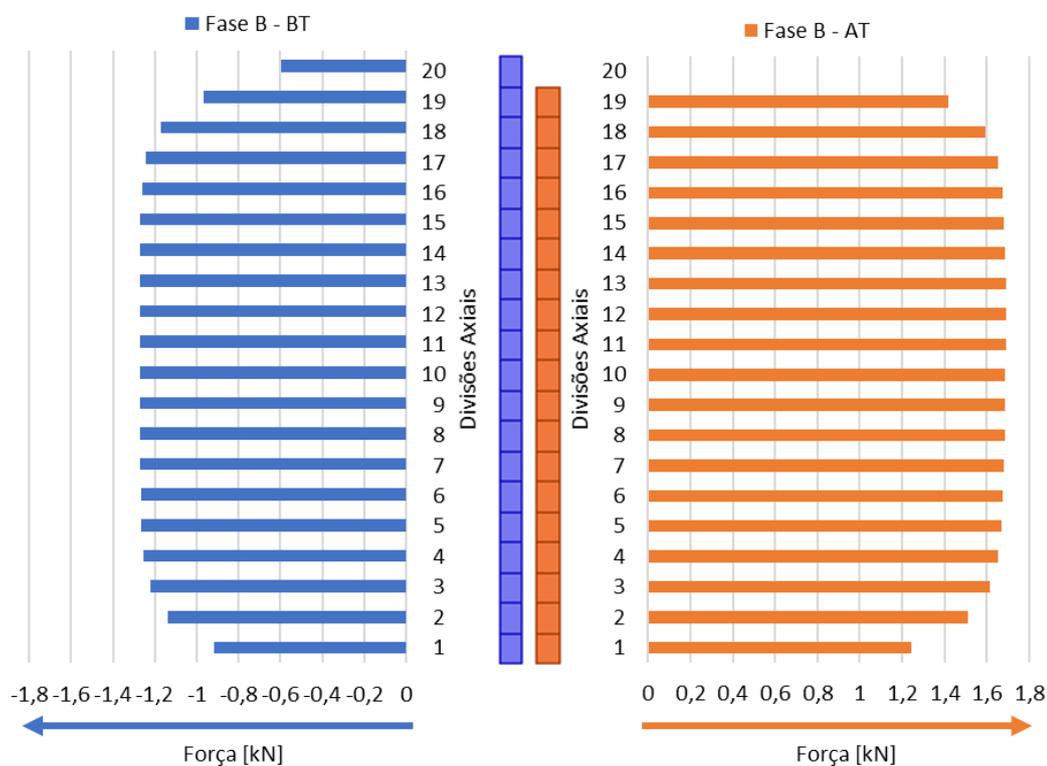
Verifica-se que, como no caso ideal, a AT sofre esforços maiores do que a BT, na mesma proporção, e há uma homogeneidade ao redor da coluna do núcleo, não sofrendo alterações ao redor dos enrolamentos. Portanto, a janela do núcleo não exerce efeito sobre os esforços radiais, evidenciando que a intensidade dos esforços radiais é a mesma nas três. Analisando as bobinas

inteiras, a AT apresentou uma força radial total de 969,618 kN, enquanto a BT 753,656. Comparando com o caso ideal, percebe-se que houve um pequeno aumento na intensidade dos esforços radiais, na bobina de AT principalmente, onde está o *tap*.

Sem as 32 divisões radiais nas fases laterais não é possível obter com precisão os esforços radiais. Contudo, pela simetria construtiva do transformador e verificada nas simulações do caso ideal e deste caso, não havendo mudanças de esforços nas divisões dentro e fora da janela, as fases laterais, mesmo possuindo uma parcela maior de enrolamento fora da janela, possuem a mesma distribuição e comportamento dos esforços radiais, não sendo necessária a mesma análise completa feita para a fase central.

Quanto aos esforços sobre a altura dos enrolamentos, tem-se um comportamento semelhante ao do caso ideal. O fluxo disperso axial se concentra na região central dos enrolamentos e, conseqüentemente, os esforços radiais são mais intensos nesta região do que nas cabeceiras. A Figura 54 ilustra as forças de repulsão nas divisões axiais dos enrolamentos da Fase B embaixo da janela. Observa-se que os esforços radiais são mais intensos e constantes no centro das bobinas, mantendo a concentração em 80% da parcela central.

Figura 54 – Esforços radiais distribuídos nas divisões axiais – *tap* cabeceira



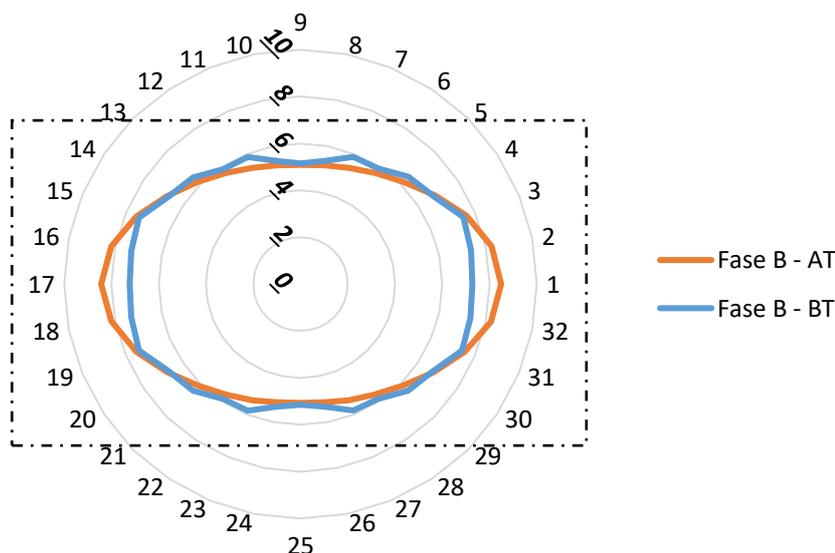
Fonte: Autor.

A BT apresenta na sua região central uma força máxima de aproximadamente 1,25 kN e nas cabeceiras um mínimo de 0,6 kN. A AT possui uma força máxima na região central de aproximadamente 1,65 kN e mínima nas cabeceiras próximas a 1,25 kN. É importante destacar que, na parcela da bobina interna que está disposta contra a região do *tap* da externa, ou seja, na cabeceira superior da bobina de BT, também há esforços radiais atuantes, apresentando uma magnitude levemente abaixo que no restante da bobina.

5.2.2 Detalhamento dos esforços axiais

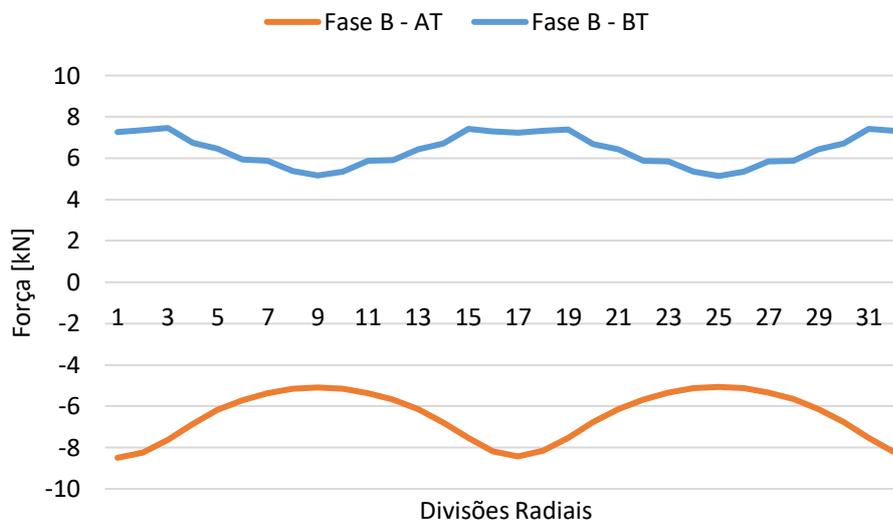
Analisando os esforços axiais, maior motivo de preocupação em casos de arranjos com *taps*, a Figura 55 mostra a distribuição dos esforços dispostos radialmente ao longo das 32 divisões radiais na Fase B, com o retângulo pontilhado em preto representando a janela magnética, e a Figura 56 dispostos lado a lado. Como já constatado, os esforços axiais na AT e BT são iguais e em sentidos opostos, a fim de aumentar o desbalanço do *tap*. Diferente dos esforços radiais, não são homogêneos ao redor da coluna do núcleo, com valores mais elevados nas regiões embaixo da janela, cerca de 8 kN, e menores fora, cerca de 5 kN, uma diferença de 60%. Isso justifica o fato de que a fase central apresentou um esforço axial total maior que nas fases laterais, uma vez que possui uma maior parcela de enrolamentos embaixo da janela.

Figura 55 – Esforços axiais dispostos radialmente – *tap* cabeceira (em kN)



Fonte: Autor.

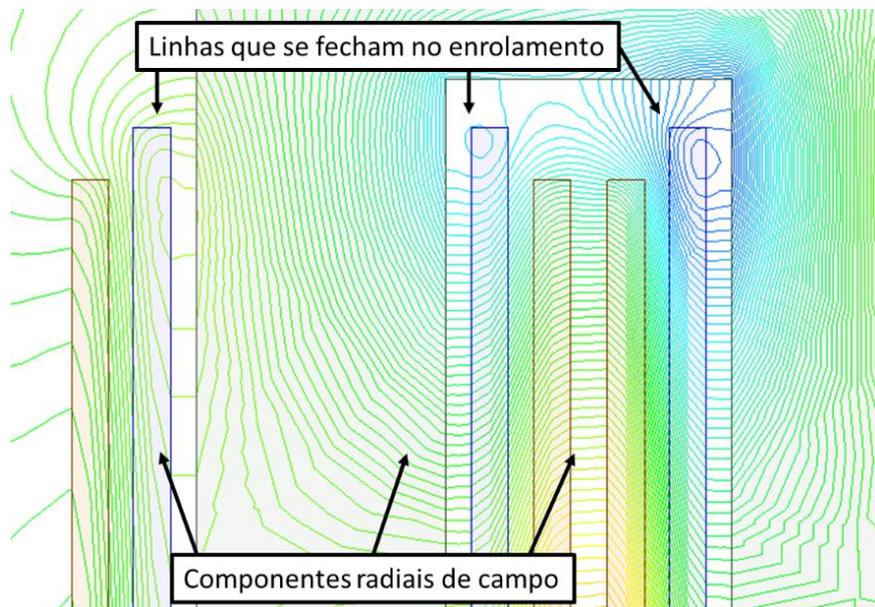
Figura 56 – Esforços axiais distribuídos nas divisões radiais – *tap* cabeceira



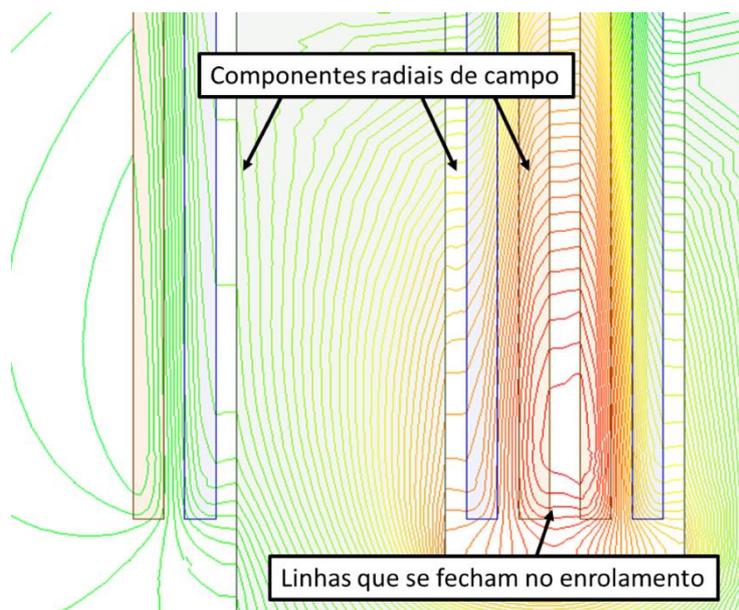
Fonte: Autor.

A influência do *tap* e da janela do núcleo podem ser melhor entendidas ao analisar o comportamento das linhas de campo magnético disperso. A Figura 57 mostra um recorte 2D com as linhas nas partes superior (a) e inferior (b) das bobinas. Nesses recortes é possível observar, com mais clareza, as componentes radiais de campo atravessando os enrolamentos não só nas cabeceiras, como ocorria no caso ideal. Percebe-se também que há linhas que fecham seu caminho magnético no próprio enrolamento que as geram, nas cabeceiras superior da BT e inferior da AT, devido ao ampère-espira residual.

Figura 57 – Linhas de campo magnético disperso nas cabeceiras (a) superiores e (b) inferiores – *tap* cabeceira



(a)



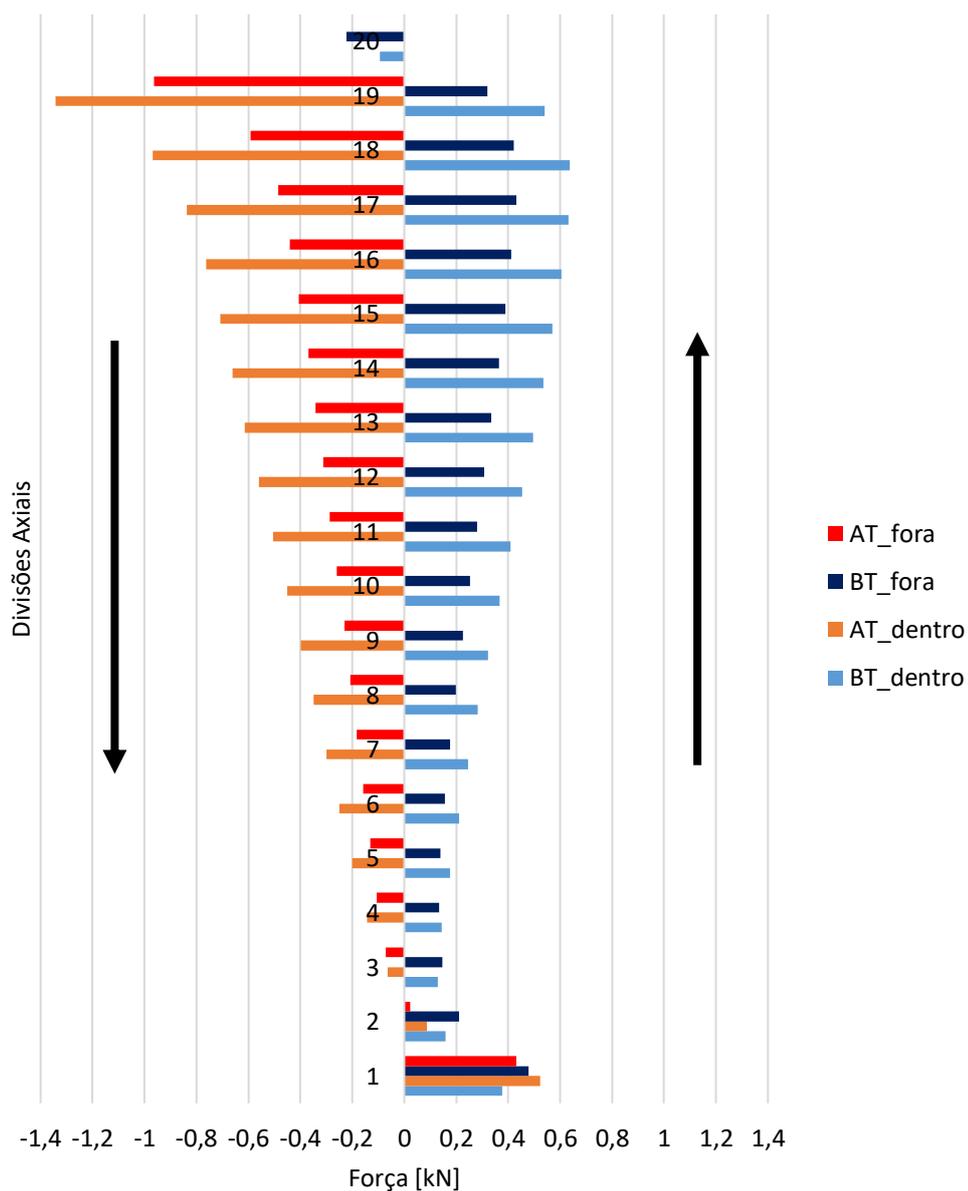
(b)

Fonte: Autor.

Analisando a distribuição dos esforços axiais ao longo das divisões axiais modeladas também é possível perceber a influência do *tap*, ilustrada na Figura 58. Como visto na distribuição das linhas de fluxo disperso, os esforços axiais são mais intensos e surgem não só nas cabeceiras, mas também na região central dos enrolamentos. É importante destacar que o ponto de maior esforço, tanto na AT quanto na BT, é no início do *tap*. Ainda, com o ampère-

espira residual existente neste arranjo, o deslocamento das linhas de campo faz com que algumas fechem seu caminho no próprio enrolamento, levando a uma inversão dos esforços bem na extremidade superior da BT e na inferior da AT. Essa inversão também pode ser percebida na Figura 51 com o comportamento dos vetores dos esforços já apresentada.

Figura 58 – Esforços axiais distribuídos nas divisões axiais – *tap* cabeceira

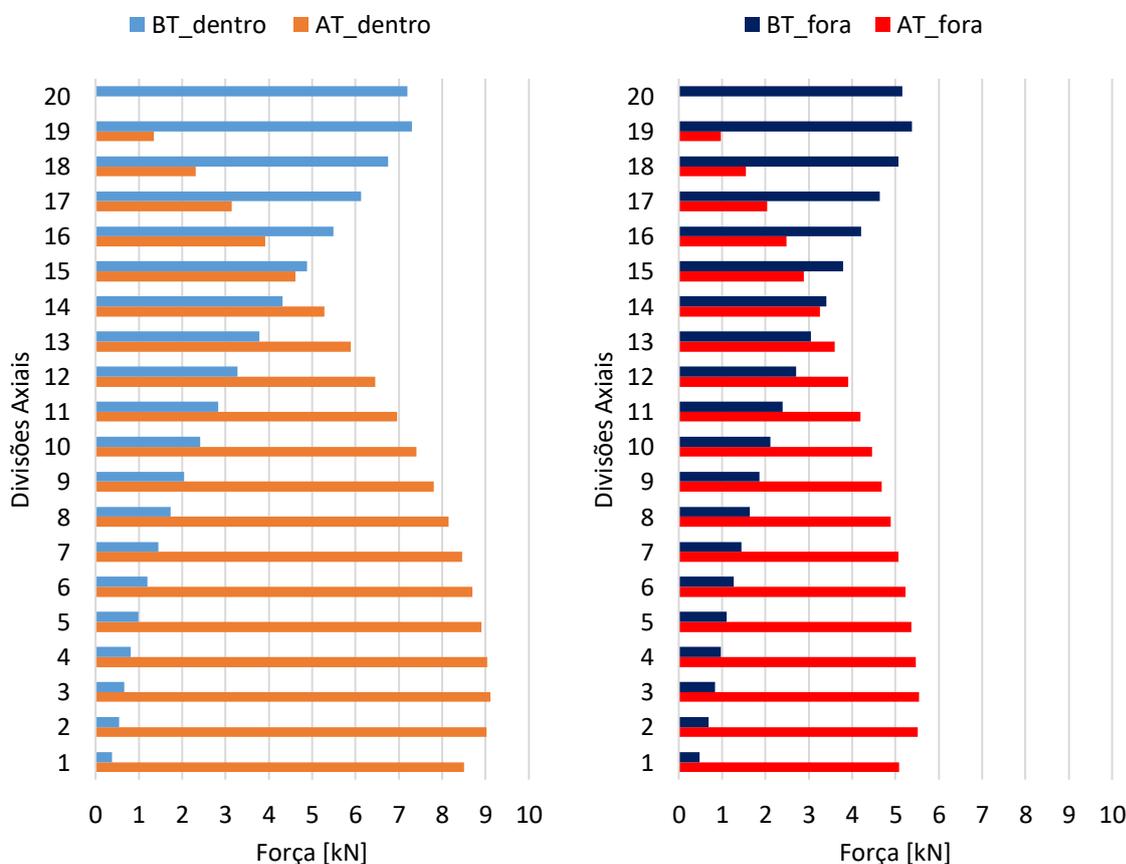


Fonte: Autor.

Ainda, comparando dentro e fora da janela, observa-se que os esforços axiais são mais intensos nas divisões dentro da janela do núcleo. Comparando com o caso ideal, em que se tinha um esforço axial máximo em torno de 0,5 kN nos discos das extremidades apenas, aqui se tem máximos de 1,3 kN para AT e 0,7 kN para BT, com valores que diminuem de forma menos brusca nos discos centrais. Isso evidencia os efeitos prejudiciais de um pequeno *tap* em relação ao caso ideal, principalmente para a bobina que possui o *tap*, apresentando um aumento maior que o dobro para a força axial máxima.

Visto a distribuição dos esforços sobre as divisões axiais, verifica-se que existe um esforço resultante em uma direção. Contudo, como há a inversão já mencionada e os discos sofrem um esforço acumulado dos discos vizinhos, é possível determinar a distribuição da compressão acumulada ao longo dos discos axialmente, a fim de identificar o ponto de maior esforço acumulado. A Figura 59 ilustra essa compressão. Comparando com o caso ideal, onde se tinha compressões máximas abaixo de 1 kN, aqui se têm valores máximos chegando a 9 kN, dentro da janela, situação muito mais crítica.

Figura 59 – Compressão acumulada nas divisões axiais – *tap* cabeceira



Fonte: Autor.

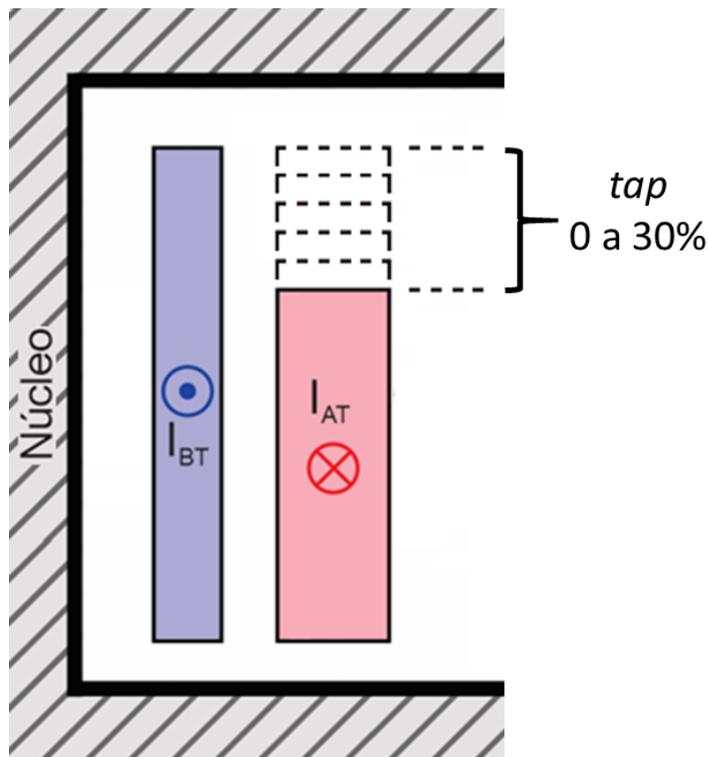
Na bobina de BT, os esforços aumentam a partir da base até a posição de início do *tap* e depois caem com a inversão na cabeceira superior. Assim, o ponto de maior compressão na BT se dá nos discos posicionados antes da inversão, na extremidade superior. O comportamento na AT é análogo. Para correta interpretação deve-se partir da posição de maior esforço que é quando inicia o *tap* até a base inferior, quando ocorre a inversão. Portanto, o ponto de máxima compressão também ocorre antes de haver a inversão, na extremidade inferior. Percebe-se, novamente, que a compressão é mais intensa nas divisões dos enrolamentos localizadas dentro da janela do que fora. Comparando estes resultados com a Figura 57, o ponto de maior compressão nas bobinas corresponde à posição do centro magnético resultante do ampère-espira residual.

5.2.3 Variação paramétrica do *tap*

Foram determinados os esforços eletromecânicos nos enrolamentos para um valor de *tap* igual 5% da altura total das bobinas. Contudo, sabe-se que na prática um mesmo transformador pode ser projetado para operar em diferentes posições de *tap*, ou seja, dependendo das ligações, o tamanho do *tap* no enrolamento varia. Com isso, devido a praticidade da metodologia de simulações em elementos finitos empregada, realizou-se uma simulação paramétrica variando o tamanho do *tap* para verificar o comportamento dos esforços diante da variação do *tap*. Com isso, busca-se também corroborar as equações analíticas do Método de Waters para esta variação.

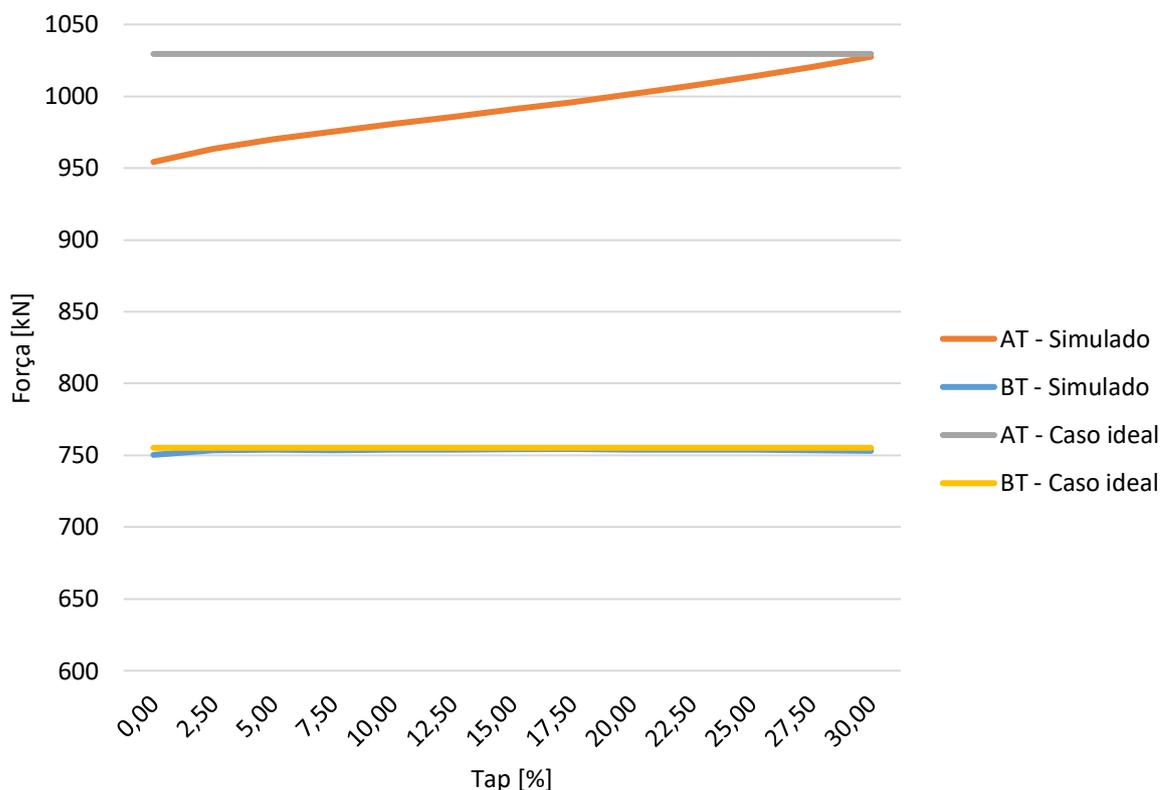
O *tap* foi variado de 0 até 30% da altura total da bobina, conforme ilustra a Figura 60. Com essa variação foram analisados tanto os esforços radiais, que não são analisados por Waters nesta configuração, quanto os axiais em ambas bobinas.

Figura 60 – Variação do *tap* na cabeceira da AT



Fonte: Autor.

Construtivamente, a presença do *tap* na AT implica na diminuição da sua altura, enquanto a BT permanece inalterada. Sendo assim, como a corrente e o campo disperso sobre a BT não mudam, os esforços radiais também não devem mudar. A Figura 61 mostra a variação dos esforços radiais na BT e AT, de acordo com o tamanho percentual do *tap*, obtida com a simulação na fase B, em comparação com o valor calculado no caso ideal. Destaca-se que a análise paramétrica radial é feita somente na fase B, a fase crítica, onde foram modeladas as 32 divisões radiais que permitem obter o valor do esforço radial com precisão.

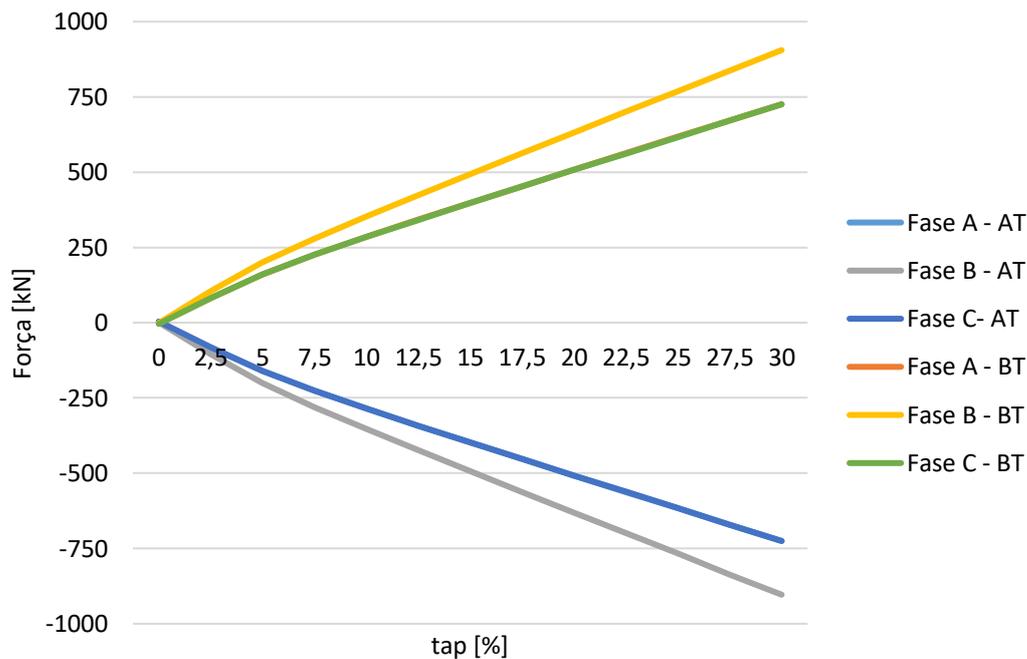
Figura 61 – Variação dos esforços radiais de acordo com o *tap* na cabeceira da AT

O resultado observado é que não há modificações nos valores de esforços radiais na BT. Como as características construtivas da BT não se alteram, seus esforços radiais diante da variação do *tap* na AT, curva em azul, se mantém constante, apresentando a mesma diferença em relação ao valor obtido com a equação (9) do caso ideal, cerca de 1%. Diferente da BT, a bobina de AT tem sua altura modificada na presença do *tap*. Percebe-se, pela curva em laranja, que o valor dos esforços radiais na AT sofre um acréscimo diante do aumento do *tap*. Sem o *tap*, caracterizando o caso ideal, tem-se em torno de 954 kN, enquanto no *tap* máximo de 30% simulado tem-se 1027,508 kN, uma variação em torno de 7%. Já, ao se assumir o valor obtido pela equação (9) para o caso ideal como constante, independentemente da presença e do tamanho do *tap*, percebe-se que a curva em cinza está sempre acima da curva da simulação, com a diferença entre elas diminuindo à medida que o *tap* aumenta.

Sendo assim, percebe-se que, com a altura da bobina diminuindo, o comportamento do fluxo magnético disperso também se altera, como visto anteriormente, fazendo com que os esforços radiais na AT apresentem uma elevação. Contudo, observa-se que adotar o valor de esforço radial do caso ideal como constante para uma boa faixa de tamanho de *tap* na cabeceira é correto, pois o valor calculado de 1.029,455 kN está sempre acima do valor simulado, garantindo uma margem de segurança positiva.

De maneira análoga, foram observados os esforços axiais. Diferente dos esforços radiais, os axiais podem ser determinados nas três fases, pois correspondem ao bloco inteiro modelado das bobinas. A Figura 62 ilustra a variação dos esforços axiais das duas bobinas, nas três fases, de acordo com o aumento do *tap*.

Figura 62 – Variação dos esforços axiais com o *tap* na cabeceira da AT – simulado



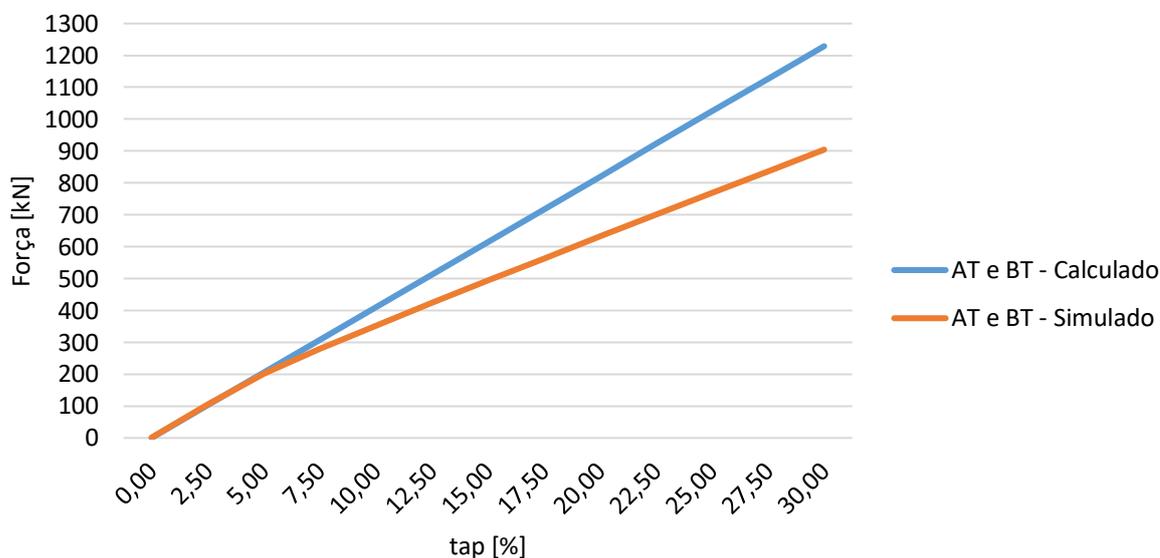
Fonte: Autor.

Observa-se que há um aumento do esforço axial resultante à medida que o *tap* aumenta. Analisando o gráfico, as curvas com valores negativos correspondem às bobinas de AT, que são forçadas para baixo, enquanto as positivas correspondem às de BT, forçadas para cima. Nota-se o comportamento espelhado, mostrando que o valor obtido com a equação (13) é o mesmo para AT e BT. Comparando as três fases, nota-se, novamente, que a fase B é a que está sujeita aos maiores esforços, considerada a fase crítica. A fase B apresentou um esforço axial de 104,55 kN para um *tap* de 2,5%, contra cerca de 82 kN nas fases laterais, enquanto com o *tap* de 30%, a fase B apresentou 904,49 kN contra 725 kN das laterais, cerca de 25% maior.

O resultado obtido para a fase B foi comparado com a variação obtida pela equação (13). A Figura 63 ilustra essa comparação. Percebe-se que o valor calculado, em azul, segue uma relação linear de crescimento junto com o *tap*, como visto anteriormente. Já o valor simulado, em laranja, tem um crescimento, porém não linear com o *tap*, mas sim com uma inclinação menor. Comparando as duas variações, percebe-se que o valor calculado apresenta uma boa

precisão para *taps* pequenos, e à medida que o *tap* fica maior, seus resultados se distanciam do valor da simulação.

Figura 63 – Variação dos esforços axiais de acordo com o *tap* na cabeceira da AT



Fonte: Autor.

Para um *tap* pequeno de 2,5%, a força axial simulada foi de 104,55 kN e 102,41 kN calculada, -2% de diferença. Já para o *tap* máximo de 30%, observou-se 904,49 kN simulado e 1.228,93 kN calculado, 26% de diferença. Conclui-se, a partir disto, que os esforços axiais, diante da variação do tamanho do *tap* na cabeceira da bobina, podem ser aproximados pela equação (13) proposta pelo Método de Waters para *taps* pequenos, até cerca de 7%. Isso pois para *taps* pequenos o esforço axial mostrou se comportar de maneira linear. Para *taps* maiores, os resultados de simulação mostram que os esforços aumentam com uma taxa menor, descaracterizando o comportamento linear.

Com isso, novamente verifica-se que o uso da equação analítica na ausência de simulações detalhadas é viável, no sentido de que para *taps* pequenos é bastante precisa e em *taps* maiores, embora resulte em valores maiores dos que os obtidos em simulação, garante uma margem de segurança positiva.

5.2.4 Conclusões do *tap* cabeceira

Assim como no caso ideal, o fluxo disperso se concentra na região entre as bobinas e possui um comportamento axial na maior parte central delas, com curvaturas nas cabeceiras. A parcela axial do fluxo também origina esforços radiais de repulsão entre as bobinas, já a parcela

radial, devido à distribuição da relação ampère-espira desequilibrada pelo *tap* na cabeceira da bobina externa, resulta em esforços axiais no sentido de aumentar essa diferença, e não mais esforços de compressão.

De modo geral, os esforços radiais totais na bobina de AT apresentaram um pequeno aumento em relação ao caso ideal, enquanto a bobina de BT apresentou esforços na mesma faixa. A diferença entre AT e BT se mantém, proporcional ao diâmetro médio das bobinas, assim como a homogeneidade ao redor da coluna do núcleo. Além disso, ainda se concentram na parcela central dos enrolamentos. Em relação à influência do *tap*, através da variação paramétrica realizada, verificou-se que o esforço radial na AT sofre um acréscimo à medida que o *tap* aumenta.

Como o comportamento da parcela radial do fluxo disperso se alterou drasticamente pela presença do *tap*, observou-se uma maior quantidade de linhas de campo radiais atravessando os enrolamentos, fechando seus caminhos magnéticos. O resultado disso são forças axiais de elevadas magnitudes. Essas forças atuam em ambas bobinas na mesma intensidade e em sentidos opostos, no sentido de aumentar a diferença imposta pelo *tap*, em outras palavras, a bobina inteira de BT é forçada para cima enquanto toda a bobina de AT é forçada para baixo, com a mesma intensidade.

Neste arranjo, a fase central se mostrou sob maiores esforços axiais do que as fases laterais, sendo considerada a fase crítica. Isso acontece, pois a janela do núcleo tem forte impacto sobre os esforços axiais, tornando-os maiores na região abaixo dela. Como a parcela radial de fluxo disperso não está mais somente nas cabeceiras, os esforços axiais, ainda que mais intensos nas cabeceiras, ocorrem ao longo de todo enrolamento. Percebe-se também, pelo desbalanço do *tap*, que há uma inversão dos esforços axiais na extremidade superior da bobina de BT e na inferior de AT, quando as linhas de campo se fecham no próprio enrolamento, caracterizando nestes pontos as máximas compressões acumuladas de cada enrolamento.

Pela variação paramétrica do *tap*, observou-se que as forças axiais resultantes aumentam à medida que o *tap* aumenta. Isso evidencia o fato de que o arranjo com bobinas de mesma altura é o ideal por sofrer apenas com compressões relativamente baixas, se comparadas com as forças axiais resultantes quando há uma diferença de altura, por menor que seja.

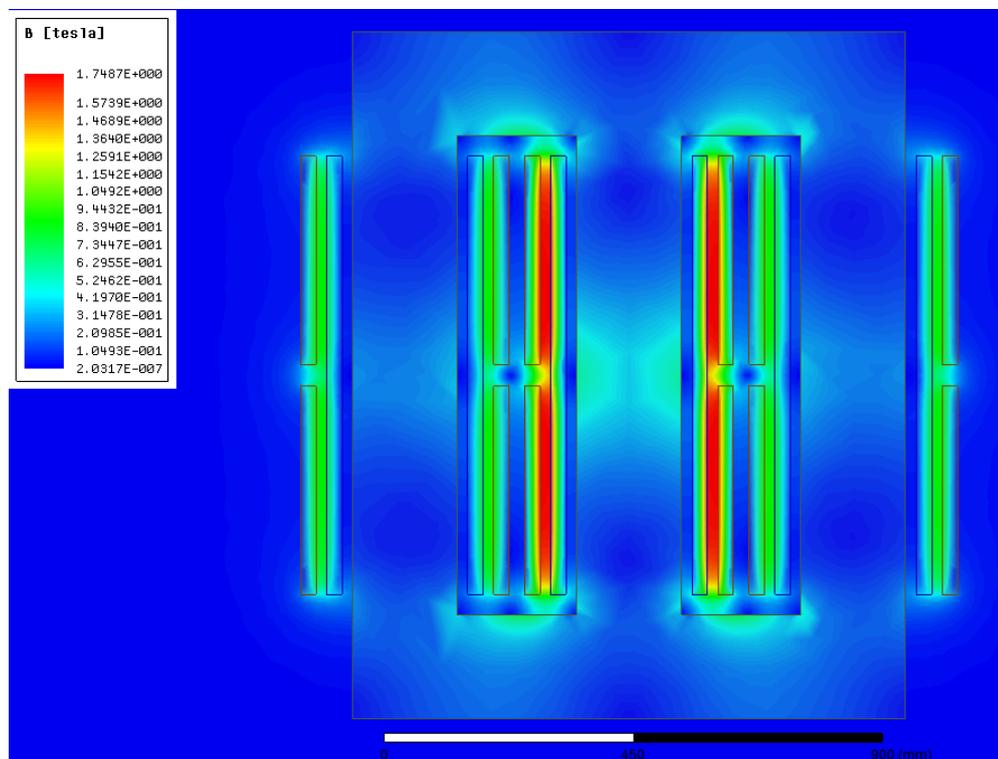
Comparando as análises das simulações com a teoria e as equações analíticas do Método de Waters, verificou-se que o método empregado possui boa precisão. As simulações complementam a interpretação das equações, principalmente oferecendo uma análise paramétrica do *tap* e mostrando que o comportamento dos esforços axiais não é linear pra *taps* muito elevados, como prevê a equação.

5.3 TAP CENTRAL

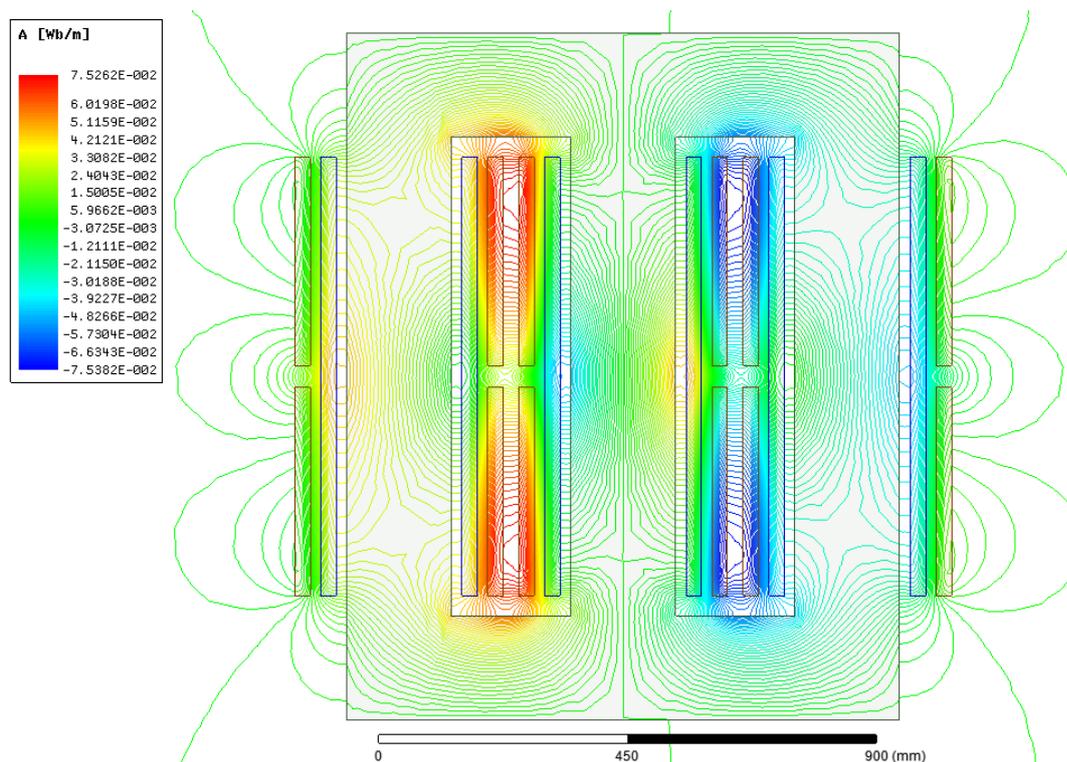
Assim como nos arranjos anteriores, a densidade de fluxo magnético disperso e as linhas de campo magnético disperso são apresentadas nas Figura 64 e Figura 65, respectivamente. Nota-se que a maior densidade se mantém na região entre as bobinas de AT e BT, novamente, mas as linhas de campo têm um comportamento diferente dos outros casos.

Com um *tap* de 5% posicionado no centro da bobina de AT e dividindo-a em duas partes, percebe-se que o centro de geração de fluxo de cada uma desloca-se para as extremidades, de maneira oposta. Como a bobina de BT continua inteira, suas linhas de campo permanecem centralizadas, como no caso ideal, de modo a se equilibrar com as linhas de campo geradas pelas duas parcelas da bobina de AT, que ficam centralizadas nas suas extremidades superior e inferior. Assim como no arranjo com *tap* na cabeceira, este comportamento faz com que as linhas atravessem os enrolamentos para fechar seus caminhos magnéticos em busca da menor relutância, provocando componentes radiais de fluxo. O resultado disso são esforços axiais mais intensos e distribuídos ao longo do enrolamento, não apenas nas cabeceiras.

Figura 64 – Densidade de fluxo magnético disperso – *tap* central



Fonte: Autor.

Figura 65 – Linhas de campo magnético disperso – *tap* central

Fonte: Autor.

Como visto no Capítulo 3, neste arranjo de bobinas, as duas parcelas da AT estão submetidas às forças axiais resultantes que podem ser calculadas pela equação (14) proposta por Waters, já a BT sofre esforços axiais de compressão, como no caso ideal. A Tabela 10 mostra os valores obtidos para os esforços axiais nas duas bobinas das três fases a partir das simulações.

Tabela 10 – Comparação dos esforços axiais nas três fases – *tap* central

Variável	Fase A (kN)	Fase B (kN)	Fase C (kN)
Axial AT – <i>bot</i>	-50,839	-52,569	-51,114
Axial AT – <i>top</i>	52,731	53,378	52,781
Compressão BT – <i>bot</i>	78,39	78,415	78,693
Compressão BT – <i>top</i>	-80,278	-79,216	-80,368

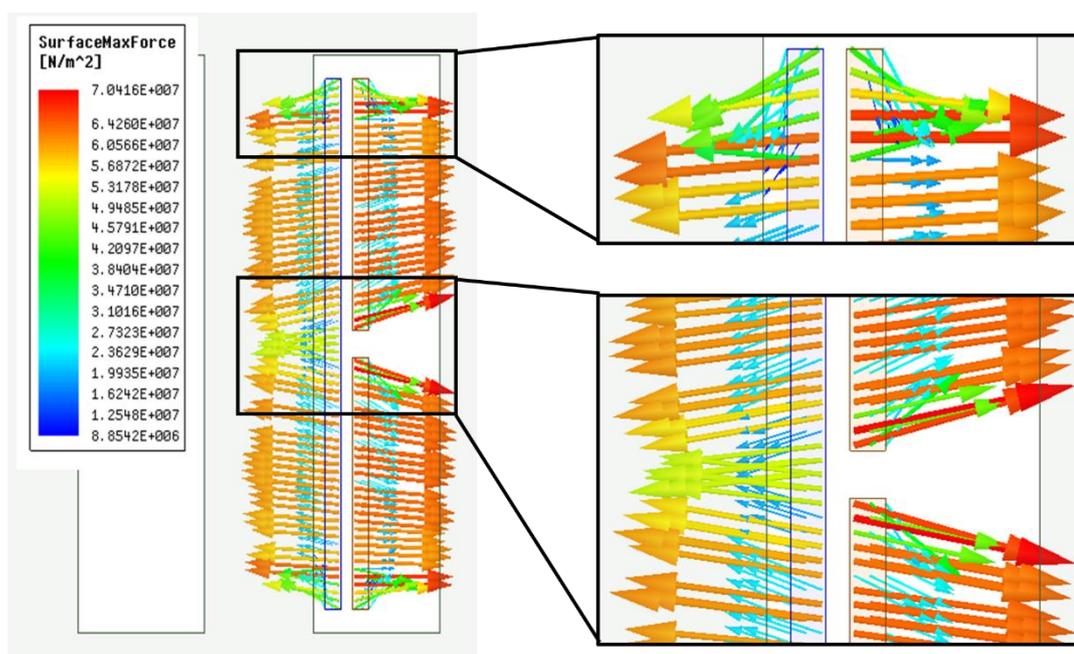
Fonte: Autor.

Comparando os valores entre AT e BT, comprova-se que a bobina de BT sofre uma compressão maior que os esforços axiais resultantes da AT, cuja diferença é a compressão obtida no caso ideal, em torno de 26 kN. Entre as três fases, diferente do caso com *tap* na cabeceira, a diferença de intensidade tende a zero, de forma semelhante ao caso ideal.

Analisando as bobinas divididas em blocos *bot* e *top*, percebe-se o comportamento espelhado entre eles, ou seja, de igual intensidade e sentidos opostos, repelindo os blocos da AT e comprimindo os da BT. Seguindo a lógica de análise dos outros arranjos, toma-se a fase B como referência para todas as análises a seguir.

Os vetores de força foram plotados em parte da fase B em um corte 2D. Conforme a Figura 66, percebe-se que os esforços radiais atuam como repulsão. Pelos detalhes da figura é possível observar os esforços de compressão ao longo de toda a bobina de BT, enquanto que na AT os esforços axiais atuam repelindo as duas partes quase que em toda bobina, para aumentar o *tap*, com exceção das cabeceiras, onde verifica-se alguns vetores no sentido oposto. Esses vetores invertidos são reflexos das linhas de campo que se fecham no próprio enrolamento, como já visto no caso com *tap* na cabeceira.

Figura 66 – Vetores dos esforços eletromecânicos – *tap* central



Fonte: Autor.

5.3.1 Detalhamento dos esforços radiais

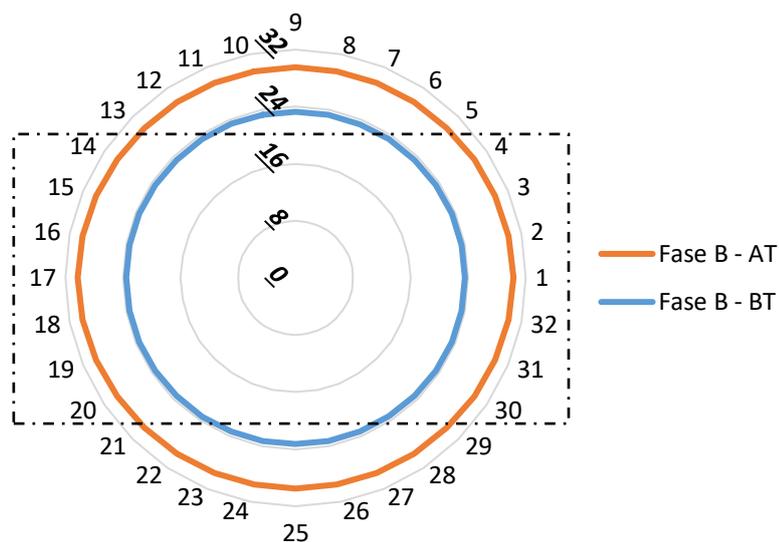
A Tabela 11 mostra os valores obtidos através da simulação para os esforços radiais na fase B. Como o arranjo está modelado com blocos *bot* e *top*, são apresentados os valores separados de cada bloco e a soma dos dois.

Tabela 11 – Esforços radiais na fase B – *tap* central

Variável	Força (kN)
Força Radial AT - <i>bot</i>	476,839
Força Radial AT - <i>top</i>	476,911
Força Radial AT - total	953,750
Força Radial BT - <i>bot</i>	374,803
Força Radial BT - <i>top</i>	374,887
Força Radial BT - total	749,69

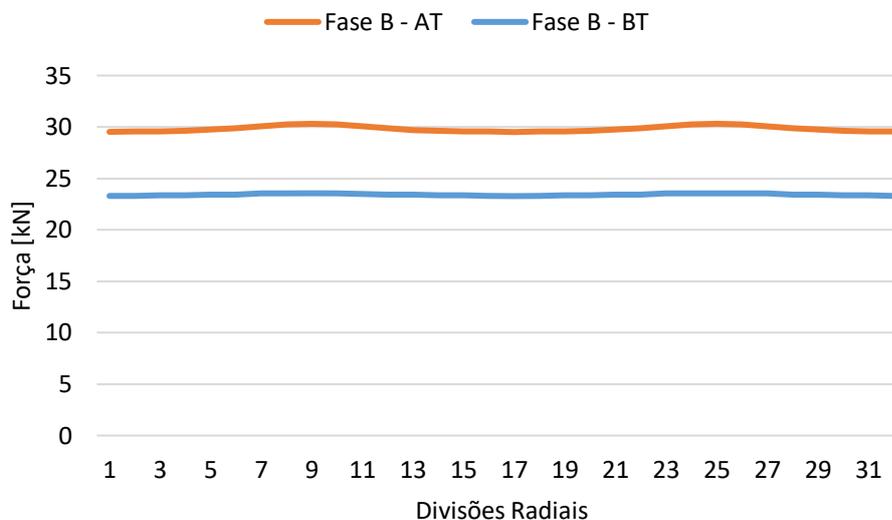
Fonte: Autor.

Verifica-se que os blocos superiores e inferiores possuem comportamentos iguais, de modo que ambos atuam no mesmo sentido, forças de repulsão entre as bobinas, e com a mesma intensidade. Sendo assim, pode ser analisado o valor total de força radial sobre as bobinas, somando os dois blocos. Observa-se que o máximo esforços radial sobre as bobinas não sofrem alterações em relação ao caso ideal, sem *tap*, assim como no arranjo com *tap* na cabeceira. A Figura 67 ilustra os máximos esforços radiais nas 32 divisões radiais, dispostas radialmente, com a janela magnética representada pelo retângulo pontilhado em preto, enquanto na Figura 68 estão dispostas lado a lado.

Figura 67 – Esforços radiais dispostos radialmente – *tap* central (em kN)

Fonte: Autor.

Figura 68 – Esforços radiais distribuídos nas divisões radiais – *tap* central

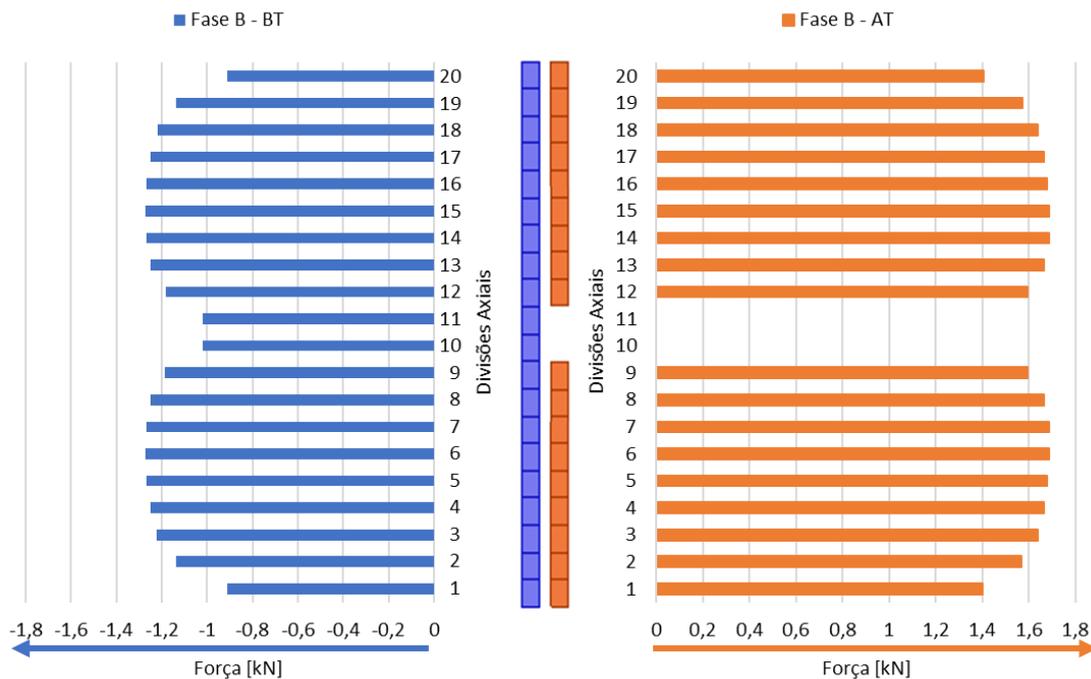


Fonte: Autor.

Assim como o valor total da bobina, os valores máximos de esforços de cada divisão mantêm o comportamento do caso ideal. A bobina de AT possui esforços radiais maiores que a de BT, 30 kN e 23 kN, respectivamente, com a mesma diferença dos outros arranjos. Percebe-se também que são homogêneos no entorno da coluna do núcleo, não havendo influência da janela. Pela simetria dos resultados obtidos, e como a janela não apresentou influência, os esforços obtidos para a fase B podem ser interpretados como os mesmos para as fases laterais A e C.

Como nos outros casos, os esforços radiais foram plotados ao longo da altura dos enrolamentos, através das 20 divisões axiais modeladas. A Figura 69 ilustra os esforços radiais máximos de repulsão nas 20 divisões axiais embaixo da janela na fase B.

Figura 69 – Esforços radiais distribuídos nas divisões axiais – *tap* central



Fonte: Autor.

Como pode ser observado, os limites, tanto para AT quanto BT, mantiveram-se em relação ao arranjo anterior, cerca de 1,65 kN na AT e 1,25 kN na BT. Contudo, devido a presença do *tap* no centro da AT, a distribuição dos esforços mudou ao longo da altura do mesmo. Na AT, onde os esforços radiais eram homogêneos em toda parcela central, apresentam uma redução à medida que se aproxima das extremidades do *tap* central. O restante da bobina de AT permanece com o mesmo comportamento dos outros casos, com esforços mais intensos na parcela ainda central e reduzindo à medida que se chega nas cabeceiras.

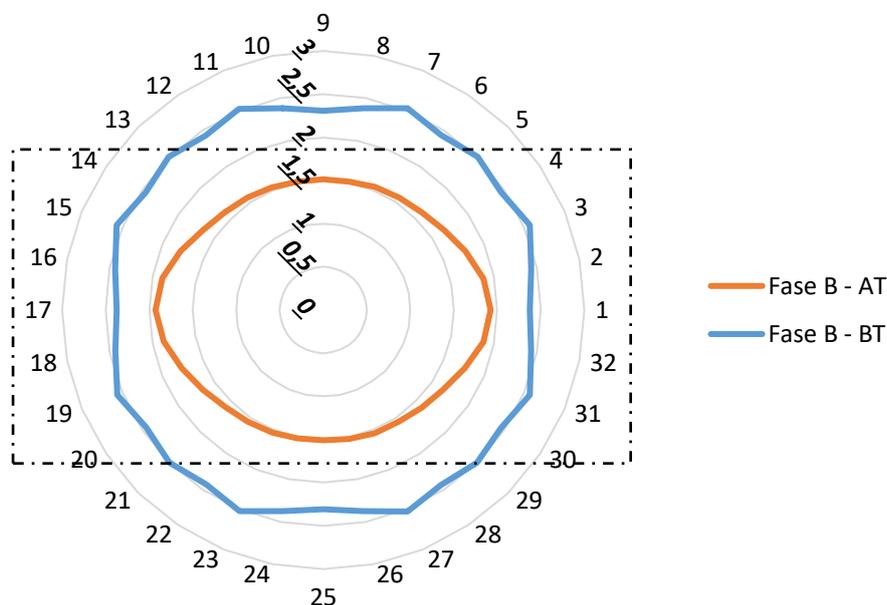
Na BT, assim como no arranjo com *tap* na cabeceira, existem esforços nos discos que se encontram frente ao *tap* da AT, porém de intensidades menores em relação ao restante da parcela central da bobina. Essa redução dos esforços radiais no centro da BT se deve à mudança do fluxo disperso na região. A inserção de um *tap* central na AT faz com que o fluxo que era predominantemente axial no centro das bobinas, apresente mais parcelas radiais, reduzindo, assim, os esforços radiais.

5.3.2 Detalhamento dos esforços axiais

Diferente dos esforços radiais, os esforços axiais são o maior motivo de preocupação em arranjos com *tap* e seus valores em cada bloco modelado já foram expostos na Tabela 10. A Figura 70 mostra a distribuição deles, correspondente à metade das bobinas dado o comportamento espelhado, assim como no caso ideal, ao longo das 32 divisões radiais na Fase B, dispostas radialmente com a representação da janela magnética pelo retângulo pontilhado, enquanto a Figura 71 ilustra as divisões lado a lado em um plano. A bobina de BT apresentou esforços de compressão constantes ao redor da coluna do núcleo, não sofrendo influência da janela, cerca de 2,5 kN.

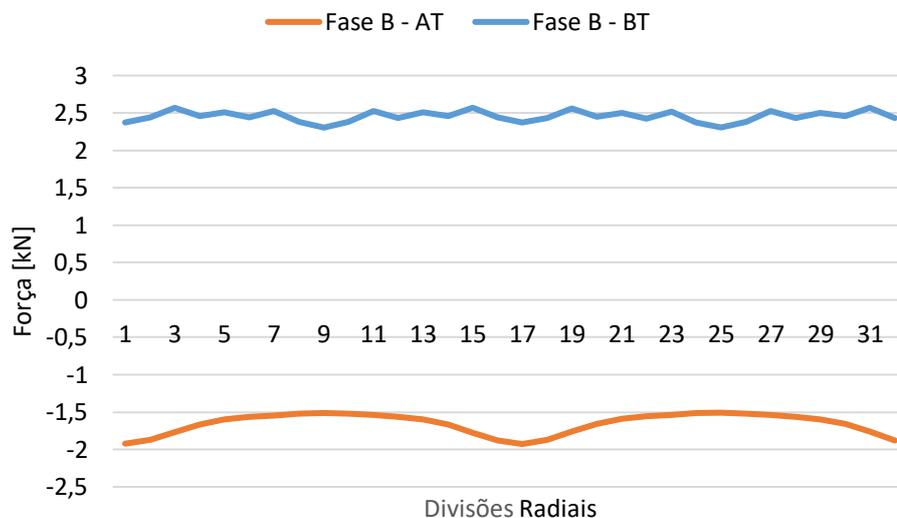
Já a bobina de AT apresenta uma variação de 0,5 kN, aproximadamente, entre dentro e fora da janela, 1,5 kN e 2 kN, respectivamente. Sofre pouca influência da janela, com esforços axiais maiores fora, cerca de 2 kN, do que dentro, 1,5 kN. Essa pequena diferença reflete o que foi observado na Tabela 10, com a fase B apresentando uma força axial na AT levemente maior que nas fases laterais, por possuir uma parcela maior do enrolamento abaixo da janela.

Figura 70 – Compressão e esforços axiais dispostos radialmente – *tap* central (em kN)



Fonte: Autor.

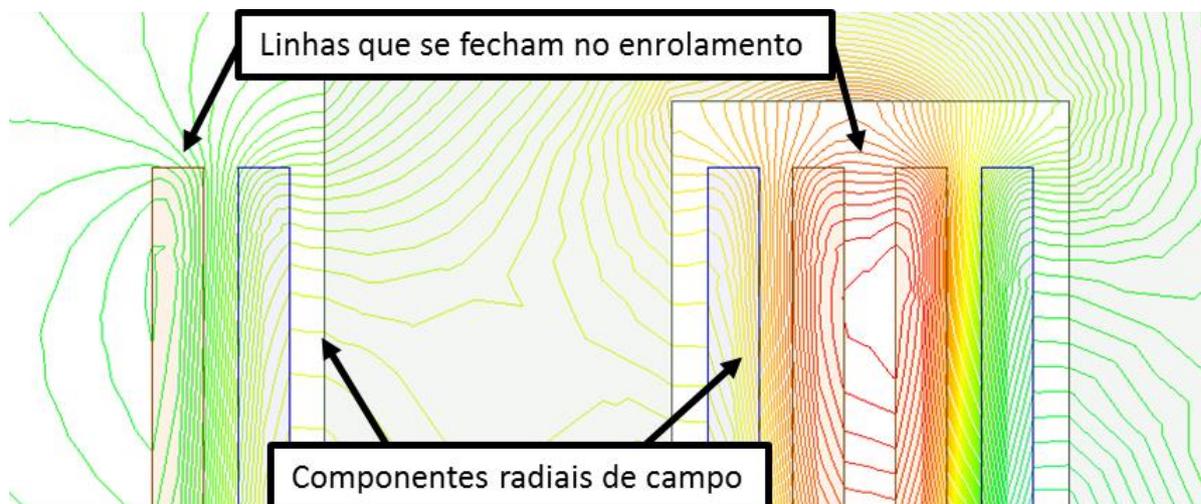
Figura 71 – Compressão e esforços axiais distribuídos nas divisões radiais – *tap* central



Fonte: Autor.

A Figura 72 auxilia o entendimento da influência do *tap* e da janela do núcleo, mostrando com detalhe o comportamento das linhas de campo disperso. Nos recortes, é possível observar com mais clareza os centros de geração de campo magnético deslocados, levando algumas linhas a se fecharem no próprio enrolamento de AT, ocasionando a inversão das forças nas cabeceiras, bem como as componentes radiais do campo que resultam em esforços axiais ao longo de toda bobina.

Figura 72 – Linhas de campo magnético disperso nas (a) cabeceiras superiores e inferiores e (b) no centro – *tap* central



(a)

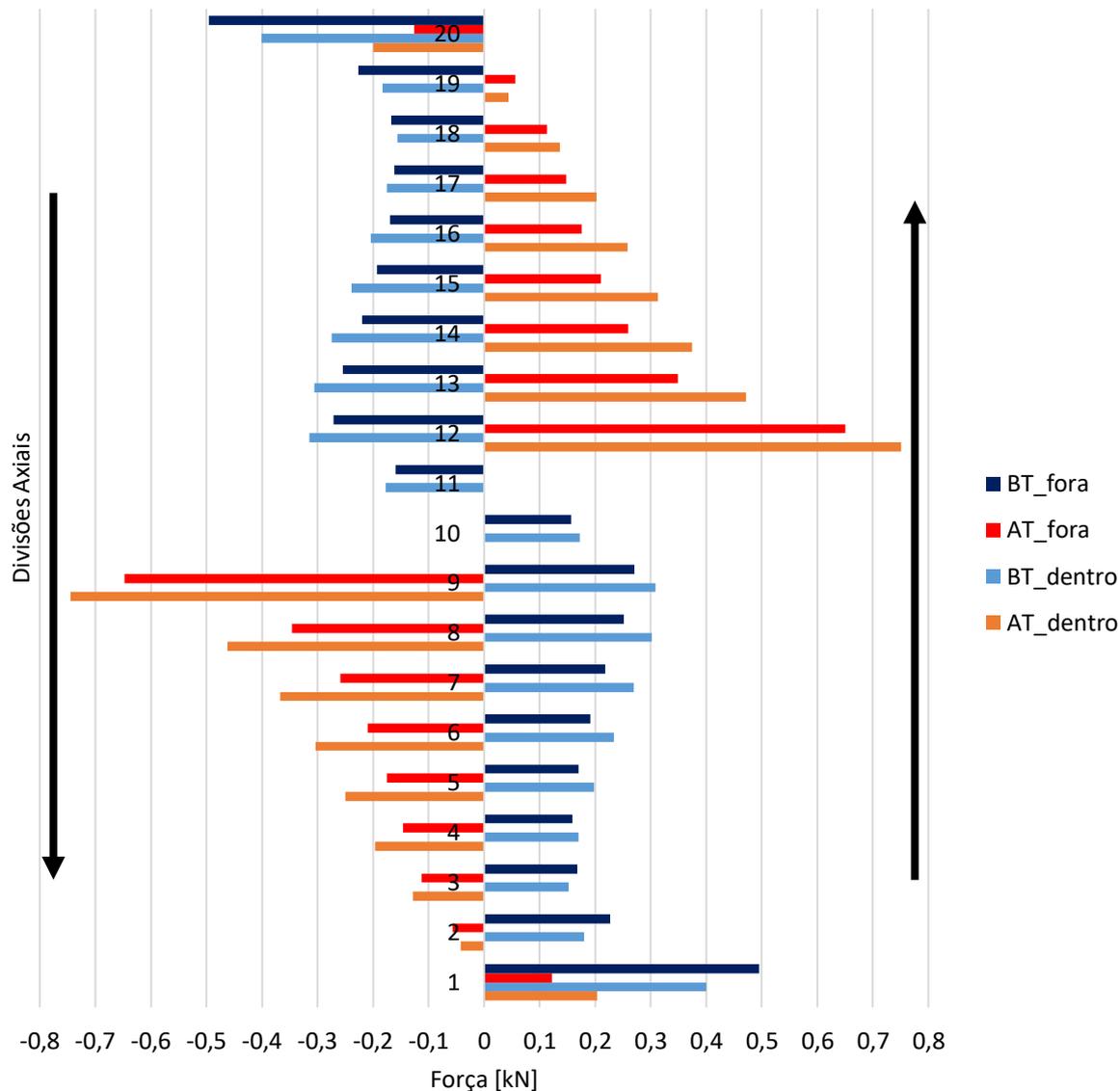


(b)

Fonte: Autor.

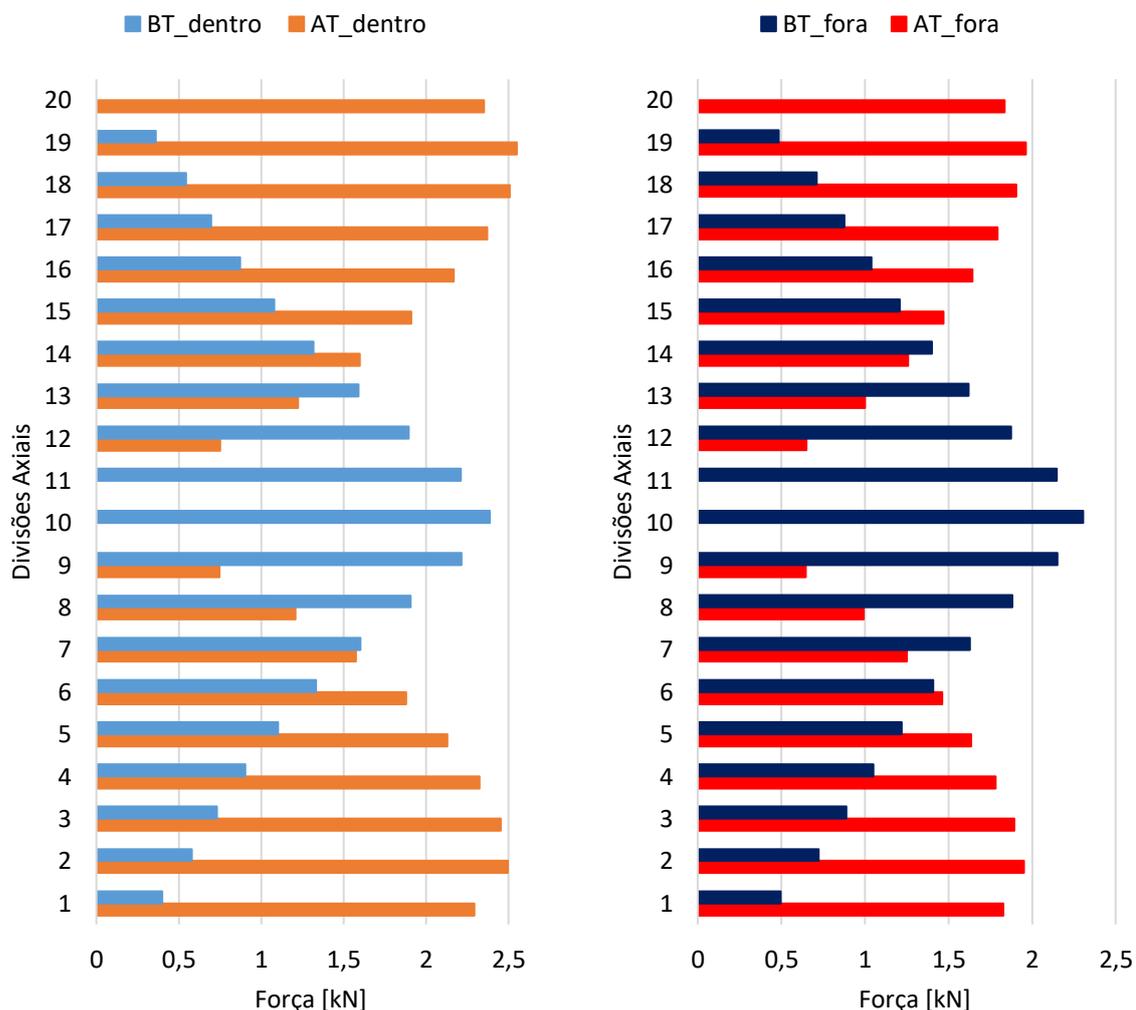
O impacto do *tap* central no comportamento do campo magnético e nos esforços axiais também pode ser visualizado pela distribuição dos esforços axiais nas 20 divisões axiais. A Figura 73 ilustra tal comportamento. Como pode ser visto, os esforços axiais surgem em todo enrolamento, e não apenas nas cabeceiras. Analisando a BT, percebe-se que a metade superior sofre esforços para baixo e a inferior para cima, caracterizando a compressão máxima no seu centro. Quanto à intensidade, são mais elevados nas cabeceiras e nos discos que se encontram contra a posição do *tap* na AT, pois ele provoca uma maior curvatura do fluxo naquela região, cerca de 0,3 kN. A diferença na AT é que ela possui uma inversão de forças nas extremidades, como já mostrado. Assim como na BT, os esforços são maiores nas cabeceiras e nas extremidades do *tap*, onde atingem 0,75 kN.

Figura 73 – Compressão e esforços axiais distribuídos nas divisões axiais – *tap* central



Fonte: Autor.

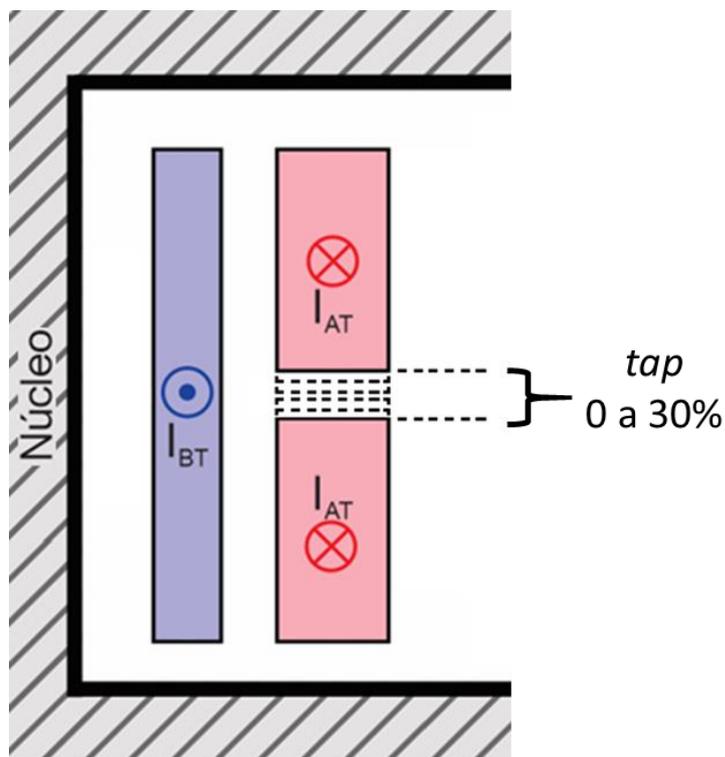
Com a força axial de compressão em cada divisão, chega-se na compressão acumulada, ilustrada na Figura 74. Comparando as divisões dentro e fora da janela, percebe-se que a compressão máxima na BT não se altera, enquanto na AT observa-se uma máxima compressão maior na divisão abaixo da janela, a cerca de 2,5 kN. A bobina de BT tem a máxima compressão no seu centro e reduz à medida que se aproxima das cabeceiras. Já a AT tem um ponto de compressão máxima em cada uma das duas parcelas, de forma simétrica, exatamente no ponto em que se localiza o centro do campo magnético deslocado pelo ampère-espira residual, pouco antes das cabeceiras. Nota-se que as compressões máximas na AT e BT tendem a ser da mesma ordem.

Figura 74 – Compressão axial acumulada nas divisões axiais – *tap* central

Fonte: Autor.

5.3.3 Variação paramétrica do *tap*

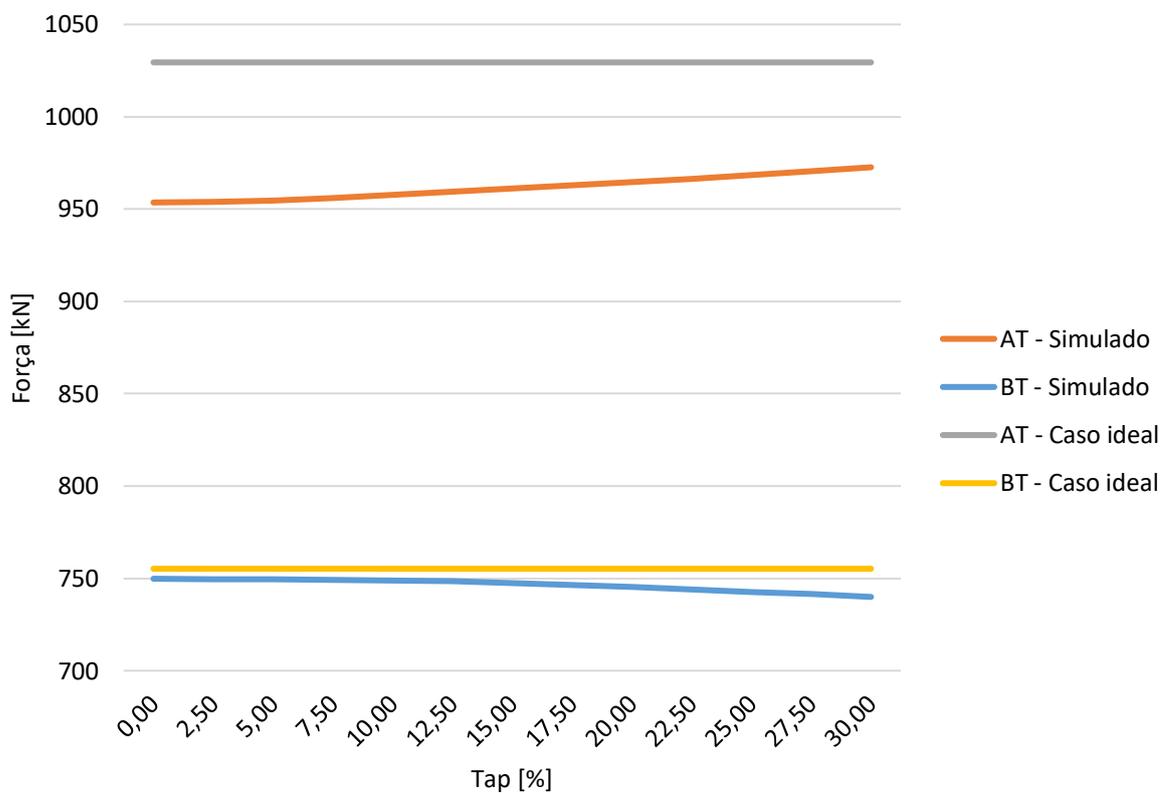
Assim como no caso do *tap* na cabeceira, foram determinados os esforços eletromecânicos nos enrolamentos para um valor de *tap* igual 5% da altura total das bobinas, posicionado no centro da AT. Para determinar o comportamento dos esforços diante de outros valores de *tap* foi feita uma simulação paramétrica, variando o tamanho do *tap* de 0 a 30%. A Figura 75 ilustra a variação do *tap*. Com essa variação foram analisados tanto os esforços radiais, que não são analisados por Waters nesta configuração, quanto os axiais em ambas bobinas, como no arranjo anterior.

Figura 75 – Variação do *tap* central da AT

Fonte: Autor.

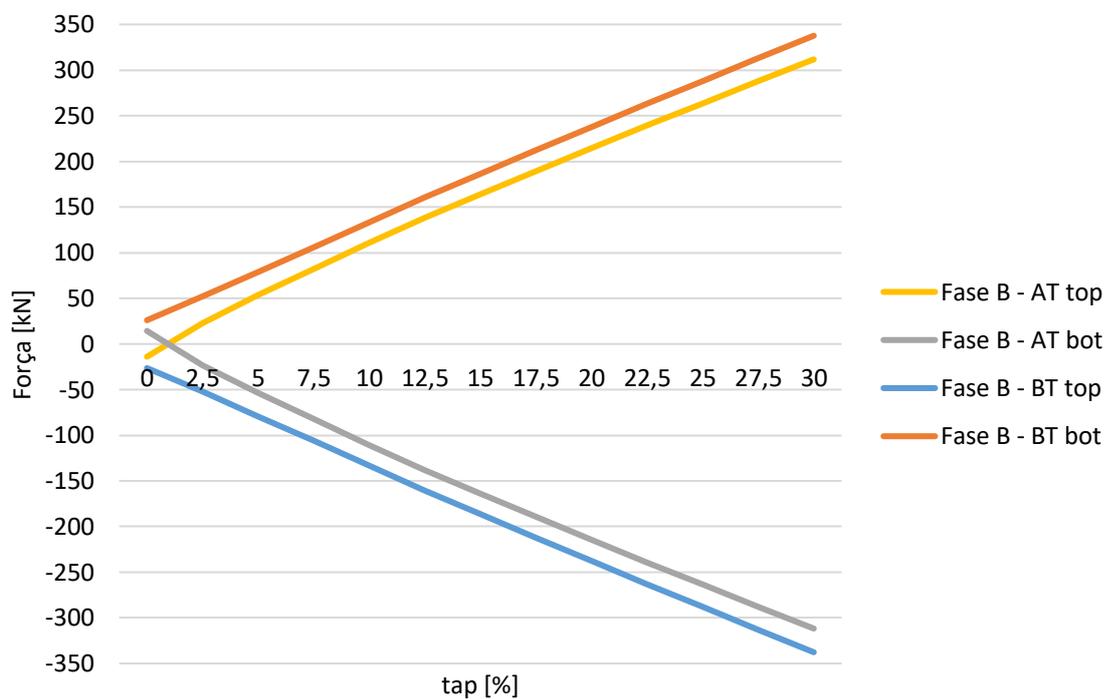
Assim como no arranjo com *tap* na cabeceira, foram analisados os esforços radiais na AT e BT, diante da variação do tamanho do *tap* no centro da AT. A Figura 76 mostra essa variação, juntamente com os valores obtidos para o caso ideal como comparação. A AT está sendo analisada como a soma das suas duas parcelas, mostrando que seu esforço radial máximo, curva em laranja, também apresenta um acréscimo à medida que o *tap* aumenta, principalmente a partir do *tap* de 5%, mas menor que a elevação apresentada no arranjo anterior. Sendo assim, mantém-se abaixo do valor calculado para o caso ideal, curva em cinza. Já a BT, não apresenta mudanças até o *tap* de 15%, quando a partir daí apresenta um decréscimo, em função do efeito das cabeceiras do *tap* central na AT. Portanto, os esforços máximos na BT também estão abaixo do valor obtido para o caso ideal.

Figura 76 – Variação dos esforços radiais de acordo com o *tap* central da AT



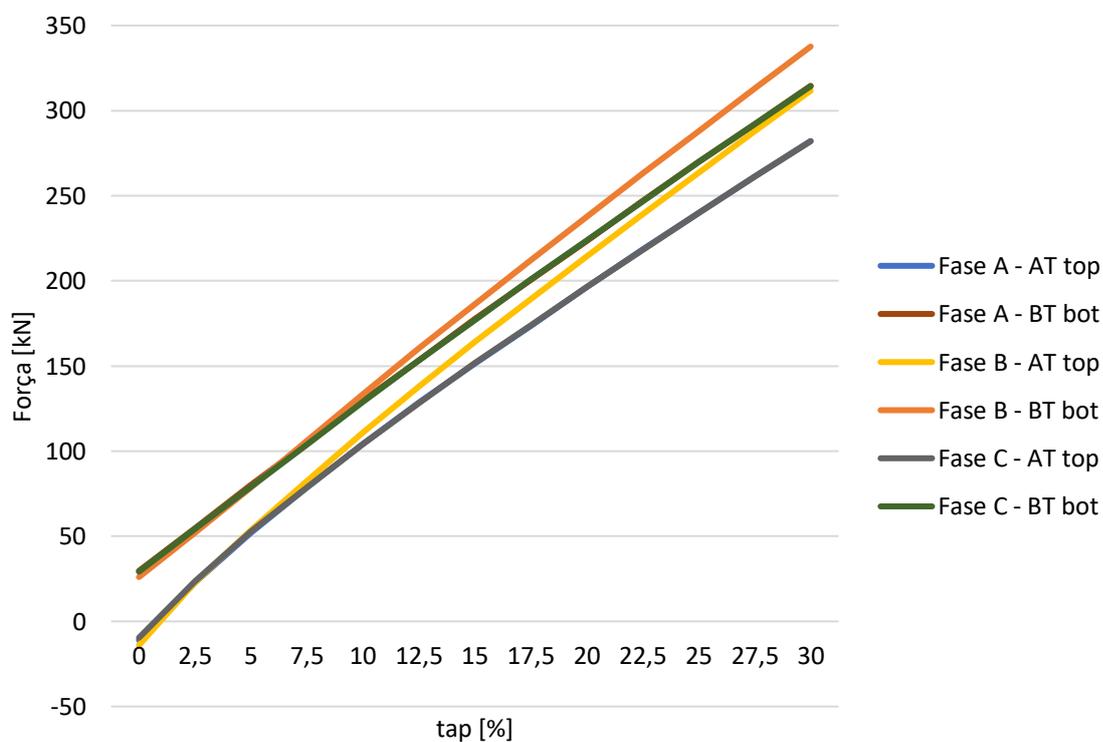
Analisando os esforços axiais para a mesma variação do *tap* central, obteve-se os resultados mostrados na Figura 77, na fase B. Percebe-se o aumento dos esforços axiais à medida que o *tap* é aumentado, mantendo-se a diferença entre AT e BT igual ao valor da compressão do caso ideal. A Figura 78 mostra os valores comparando as três fases, verificando que a fase B apresenta maiores esforços para valores de *tap* maiores que cerca de 7%, sendo a mais crítica.

Figura 77 – Variação dos esforços axiais de acordo com o *tap* central da AT



Fonte: Autor.

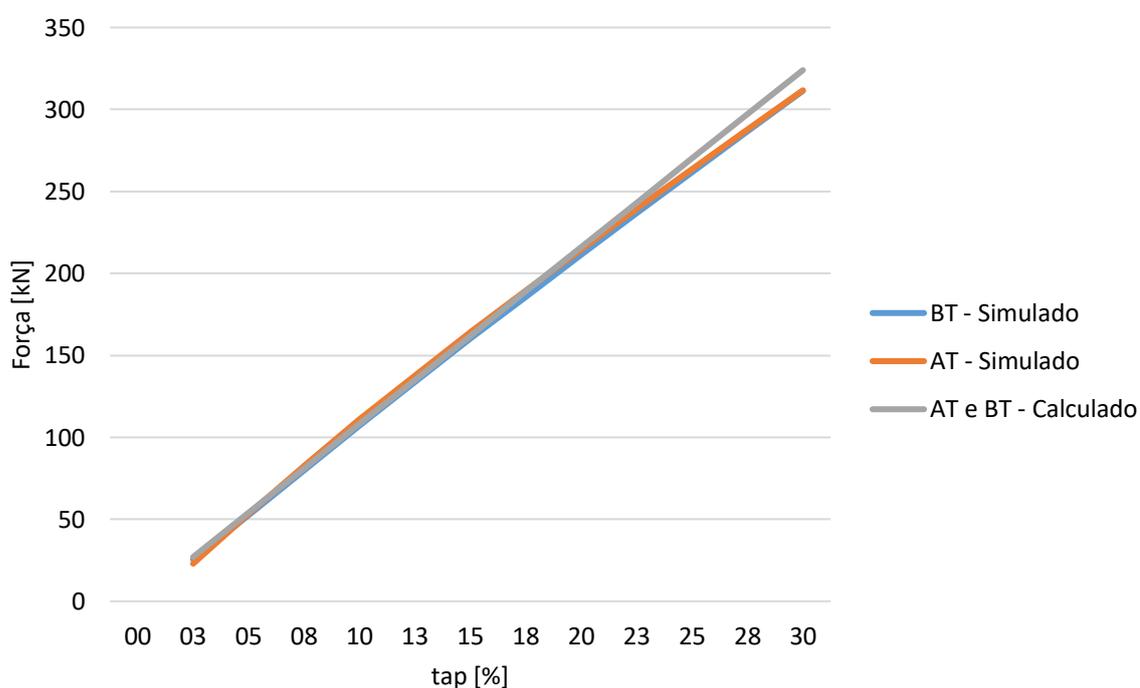
Figura 78 – Variação dos esforços axiais de acordo com o *tap* central da AT – três fases



Fonte: Autor.

Os esforços axiais máximos na fase B foram comparados com o valor calculado pela equação (14). Essa comparação está ilustrada na Figura 79. Destaca-se que o valor correspondente à BT está somado com a compressão do caso ideal. Verifica-se que os valores simulados conferem com o valor analítico. Ainda, percebe-se que, diferente do arranjo com *tap* na cabeceira, os esforços seguem a linearidade proposta pela equação para maiores valores de *tap* central.

Figura 79 – Variação dos esforços axiais de acordo com o *tap* central da AT – calculado e simulado



Fonte: Autor.

5.3.4 Conclusões do *tap* central

O fluxo disperso continua concentrado entre as bobinas e o seu comportamento segue o padrão já observado nos outros casos, com algumas modificações impostas pela presença do *tap* no centro da AT. Na maior parte central das bobinas, o fluxo é axial, levando a forças radiais de repulsão. Já nas cabeceiras, incluindo as do *tap*, surgem componentes radiais de fluxo, levando a esforços axiais que atuam no sentido de aumentar o *tap*.

De modo geral, os esforços radiais não se alteram em relação ao caso ideal. A diferença entre AT e BT se mantém, assim como a homogeneidade ao redor da coluna do núcleo. Além disso, ainda se concentram na parcela central dos enrolamentos. Em relação à influência do *tap*,

através da variação paramétrica realizada, verificou-se que o esforço radial na AT sofre um acréscimo à medida que o *tap* aumenta, mas menor que o acréscimo apresentado pelo *tap* na cabeceira do arranjo anterior. Ainda, verificou-se que, para *taps* maiores, a força radial da BT apresentou uma queda, em virtude das cabeceiras internas do *tap* na outra bobina.

O comportamento radial do fluxo nas cabeceiras é semelhante ao caso ideal. Neste arranjo, as cabeceiras do *tap* central fazem com que surja o mesmo comportamento das cabeceiras no centro da bobina. O resultado disso são forças axiais que atuam no sentido de aumentar o *tap*. Na BT tem-se uma compressão, como no caso ideal, porém com uma intensidade maior, exatamente igual ao valor do esforço axial resultante que surge em cada uma das duas parcelas da AT. Assim como com o *tap* na cabeceira, os centros magnéticos se deslocam pelo ampère-espira residual e nas cabeceiras há linhas de campo que se fecham no próprio enrolamento, oferecendo uma inversão das forças nas extremidades da AT.

Para *taps* pequenos, as três fases mostraram forças na mesma ordem, contudo, para *taps* maiores, como visto na análise paramétrica, a fase central se mostrou sob maiores esforços axiais do que as fases laterais, sendo considerada a fase crítica. Isso acontece, pois, a janela do núcleo tem impacto sobre os esforços axiais, tornando-os maiores na região abaixo dela. Como a parcela radial de fluxo disperso não está mais somente nas cabeceiras, os esforços axiais, ainda que mais intensos nas cabeceiras, ocorrem ao longo de todo enrolamento, com uma maior intensidade também nos limites do *tap*.

Pelas análises da variação paramétrica do tamanho do *tap*, observou-se que as forças axiais resultantes aumentam à medida que o *tap* aumenta. Isso evidencia, novamente, o fato de que o arranjo com bobinas de mesma altura é o ideal, por sofrer apenas com compressões relativamente baixas, se comparadas com as forças axiais resultantes de quando há *taps*.

Ao comparar as análises das simulações com a teoria apresentada, percebe-se que o comportamento dos esforços está de acordo com o previsto, e que os valores de esforços obtidos conferem com as equações analíticas do Método de Waters. Analisando as diferenças obtidas, verifica-se que as equações analíticas são uma boa ferramenta de cálculo, mesmo com suas aproximações. As simulações apresentam uma análise mais completa, permitindo determinar os esforços em diferentes pontos dos enrolamentos, complementando a interpretação oferecida pelas equações.

5.4 COMPARATIVO ENTRE OS ARRANJOS

Ao fim das simulações dos três arranjos analisados, é possível comparar diretamente os esforços e seus comportamentos em cada um. A Tabela 12 apresenta um comparativo dos máximos esforços radiais totais nas bobinas de AT e BT da Fase B entre os três arranjos.

Tabela 12 – Comparativo dos esforços radiais nos três arranjos – Fase B

Variável	Caso Ideal (kN)	Tap Cabeceira (kN)	Tap Central (kN)
Radial AT	953,6415	969,618	953,750
Radial BT	749,866	753,656	749,69

Fonte: Autor.

Observa-se, pela tabela anterior e pelos resultados já descritos, que os arranjos com bobinas de mesma altura e com *tap* central apresentam esforços radiais totais de mesma intensidade, enquanto o arranjo com *tap* na cabeceira apresenta uma elevação, em ambas bobinas. Quanto à intensidade distribuída sobre os enrolamentos, os três arranjos mostraram ter o mesmo comportamento, apenas com o pequeno acréscimo observado no arranjo com *tap* na cabeceira.

De maneira análoga, a Tabela 13 compara os esforços axiais totais obtidos para a Fase B dos três arranjos analisados. Pelos resultados já discutidos, o arranjo com *tap* na cabeceira da bobina possui os maiores esforços axiais, aproximadamente quatro vezes maior que quando com *tap* no centro. Entre os três, o arranjo de bobinas de mesma altura possui os menores esforços axiais, além de configurar uma compressão em ambas bobinas, como já mostrado. Diante disso, corrobora-se o conceito de que bobinas de mesma altura configuram um caso ideal do ponto de vista construtivo, com esforços de intensidades mais baixas, enquanto arranjos com *taps*, principalmente quando localizado na cabeceira da bobina, possuem esforços axiais de elevadas intensidades, exigindo uma maior sustentação mecânica.

Tabela 13 – Comparativo dos esforços axiais nos três arranjos – Fase B

Variável	Caso Ideal (kN)	Tap Cabeceira (kN)	Tap Central (kN)
Axial AT	13,969	200,895	52,973
Axial BT	26,302	200,373	78,815

Fonte: Autor.

5.5 CONSIDERAÇÕES DO CAPÍTULO

Neste capítulo foi apresentada a determinação dos esforços eletromecânicos através de simulações. As análises de três arranjos de bobinas concêntricas diferentes mostraram que os esforços possuem diferentes comportamentos. Do ponto de vista radial, todos arranjos são submetidos a forças de repulsão entre as bobinas, não sofrendo influência de desbalanços e *taps*, nem da janela do núcleo. O caso ideal, com as bobinas de mesma altura, é o único que não apresenta esforços axiais resultantes em uma direção, sendo submetido à esforços axiais de compressão em ambas bobinas. Em relação aos outros arranjos, essas forças são menos intensas e mais fáceis de sustentar, por isso é chamado, construtivamente, de caso ideal. As análises dos arranjos com *taps* na cabeceira e central mostraram que um pequeno desbalanço ou diferença de altura entre as bobinas proporciona esforços axiais resultantes de elevadas intensidades. Nestes arranjos, os esforços axiais atuam no sentido de aumentar a diferença já existente, que, por sua vez, aumenta os esforços, por isso exigem um projeto mais cauteloso.

As simulações em elementos finitos permitiram analisar os esforços ao longo de divisões radiais e axiais. Com isso, verificou-se que os esforços radiais se concentram na parcela central, enquanto os esforços axiais atuam de maneira mais intensa nas cabeceiras. A partir dessa distribuição em cada arranjo de bobinas, é possível adaptar o projeto mecânico dos transformadores, no sentido de aumentar a confiabilidade e reduzir custos. Baseado nas interpretações dos três arranjos analisados e do impacto causado por um *tap* na bobina, outros arranjos podem ser analisados.

Os resultados analisados são referentes à uma situação de curto-circuito do protótipo modelado, seguindo as características de Waters (1953, 1966). Contudo, uma vez que as simulações se mostraram precisas diante das equações analíticas, a metodologia de simulação apresentada pode ser empregada para qualquer outra situação de corrente e utilizada para determinar os respectivos esforços eletromecânicos.

Diferente das equações propostas por Waters, o método de simulação permite uma análise detalhada dos esforços em qualquer ponto dos enrolamentos, e não apenas um valor absoluto de força na bobina. Dependendo da modelagem, 2D ou 3D, monofásica ou trifásica, de acordo com os recursos computacionais e dados disponíveis, a metodologia apresentada permite determinar os esforços eletromecânicos em todos os pontos dos enrolamentos. Foi possível verificar a influência da janela magnética, mostrando o comportamento do campo magnético disperso e dos esforços dentro e fora da janela, identificando um aumento dos esforços axiais dentro dela, caracterizando a fase central como crítica.

Modelando quantas divisões forem necessárias, até mesmo a nível de uma espira ou disco individual, é possível mapear toda a distribuição das forças em todas as bobinas, de todas as fases. A praticidade da simulação em elementos finitos permite a modelagem e análise de arranjos e geometrias especiais, projetos de transformadores específicos, cujas características construtivas não são usuais e que dificultam o emprego de métodos analíticos.

Permite também realizar variações paramétricas, como foi feita em relação ao *tap*. Parametrizações de dimensões construtivas, como altura e diâmetro do núcleo, podem ser realizadas a fim de caracterizar com maior precisão o comportamento da variável Λ estudada por Waters para apenas dois modelos de transformadores, além de outras. A corrente elétrica de excitação também pode ser variada parametricamente, proporcionando análises para diferentes cenários de operação, não apenas o de curto-circuito, possibilitando comparações.

Percebe-se, portanto, dada a praticidade e inúmeras possibilidades de modelagens e análises com a metodologia de simulação apresentada, que as simulações em elementos finitos, uma vez com boa precisão diante de métodos analíticos empregados na indústria de transformadores, representa uma ferramenta com muito potencial e mais completa, contribuindo para projetos de equipamentos cada vez mais confiáveis.

6. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os transformadores são equipamentos essenciais ao funcionamento do sistema elétrico como um todo. A falha ou retirada de operação de um transformador acarreta em prejuízos técnicos e financeiros. Sendo assim, estudos constantes para melhor identificar o comportamento destes equipamentos e torna-los cada vez mais eficientes e confiáveis são necessários. Nesse sentido, este trabalho apresentou uma metodologia para determinação e análises dos esforços eletromecânicos nos enrolamentos de transformadores de potência, motivo de deformações e falhas por ruptura da isolamento dielétrica, através de simulações em elementos finitos.

Foi apresentada uma análise geral do fenômeno dos esforços eletromecânicos nos enrolamentos de transformadores. Para isso, mostrou-se algumas leis e conceitos que servem como base, destacando que a força varia proporcionalmente com o quadrado da corrente que circula pelo enrolamento analisado. Dessa forma, foram abordadas algumas situações de elevadas correntes, como os curtos-circuitos, que resultam em elevados esforços, e alguns exemplos de deformações dos enrolamentos.

Como base para o método de simulação utilizado, foram apresentados alguns métodos analíticos de cálculo dos esforços de curto-circuito, com foco no Método de Waters, utilizados por muitos anos. Diferente de outros métodos que necessitam de uma matemática densa e complexa, este propõe equações simples que dependem apenas de características construtivas do transformador. Essas equações são fruto de experimentos empíricos feitos com dois protótipos construídos especificamente para isso, e, portanto, conseguem refletir questões construtivas, como, por exemplo, a influência das dimensões do núcleo e das fases vizinhas. Contudo, ainda assim, as equações de Waters possuem algumas simplificações e suposições.

Diante disso, fez-se uso de modelagens completas, em 3D e trifásicas, e simulações em elementos finitos para determinar e analisar os esforços em diversos pontos dos enrolamentos. Modelou-se três arranjos de bobinas: mesma altura, *tap* na cabeceira e *tap* central. Todos os resultados apresentaram coerência com a física do fenômeno e diferenças abaixo de 10% em relação às equações analíticas, mostrando uma boa assertividade do método de simulação diante de um método empregado por fabricantes em projetos de transformadores. Destaca-se que as análises apresentadas correspondem à situação de curto-circuito, assumida como crítica para o equipamento, porém, uma vez que a metodologia de simulação apresentou resultados precisos diante do método analítico, pode ser empregada para outras situações e níveis de corrente e determinar os respectivos esforços.

As equações propostas por Waters foram empregadas para verificar a assertividade dos resultados obtidos com as simulações em elementos finitos. Do ponto de vista inverso, as simulações também corroboraram a veracidade das equações e dos testes empíricos realizados por Waters, uma vez que um método atual e moderno de simulação encontrou resultados condizentes com uma metodologia bastante antiga.

Verificou-se que, mesmo com simplificações, as equações são uma ferramenta com boa precisão para determinar os esforços eletromecânicos em transformadores. Contudo, oferecem interpretações limitadas e são de difícil aplicação para geometrias mais complexas de enrolamentos. Com a evolução dos computadores, as simulações conseguem modelar as geometrias com maior fidelidade e obter resultados mais precisos, uma vez que conseguem resolver questões que os métodos analíticos são limitados, como as componentes radiais de fluxo disperso, por exemplo. Ainda, com as diferentes possibilidades de modelagens, as simulações apresentam uma grande praticidade e aplicabilidade para geometrias mais complexas e análises paramétricas, além de contar com o recurso visual de interpretação dos resultados.

Uma vez que as simulações foram comparadas, apresentando pequenas diferenças, determinou-se os esforços em diversos pontos a partir de divisões radiais e axiais modeladas. Com as modelagens feitas, foram consideradas questões como influência das fases laterais e características do núcleo magnético. Em todos arranjos, os esforços radiais observados são de repulsão, forçando a bobina interna contra o núcleo e a externa no sentido oposto. A janela do núcleo não tem influência sobre estes esforços, que são homogêneos ao redor de toda coluna e sofrem pequena influência de *taps*. Ainda, notou-se que os esforços radiais, devido ao comportamento do fluxo disperso, concentram-se na parcela central das bobinas, atuando em menor intensidade nas cabeceiras, o que explica a não influência da janela.

Os esforços axiais variam de acordo com o arranjo das bobinas. Resultados das componentes radiais de fluxo disperso, sofrem influência direta da janela do núcleo, que determina a curvatura do fluxo. De maneira geral, por esse motivo, concentram-se nas regiões das cabeceiras das bobinas. No arranjo com bobinas de mesma altura, surgem forças axiais de compressão em ambas bobinas, com um ponto de máxima compressão nos seus centros. O *tap* na cabeceira da bobina implica em uma distribuição da relação ampère-espira desequilibrada e no surgimento de elevados esforços axiais em ambas bobinas, em sentidos opostos para aumentar a diferença do *tap*. Já o *tap* central, proporciona uma relação de desbalanço no centro das bobinas, resultando em esforços de compressão na bobina interna sem o *tap* e esforços axiais em sentidos opostos repelindo as duas partes da bobina externa com *tap*.

O arranjo com as bobinas de mesma altura é considerado o caso ideal de projeto, pois resulta em esforços axiais de compressão de intensidades menores que nos outros casos e de mais fácil sustentação. Com qualquer desbalanço entre as bobinas, esforços axiais resultantes de elevadas magnitudes atuam nos enrolamentos no sentido de aumentar essa diferença. Adicionando um *tap* na cabeceira, tem-se o arranjo com os esforços axiais mais intensos.

Os resultados sobre os três arranjos analisados podem ser utilizados na etapa de projeto e fabricação de transformadores. Como mencionado, questões como a dureza dos condutores e a disposição de espaçadores ao longo do enrolamento influenciam na sustentação mecânica. Uma vez que os esforços radiais são mais intensos na região central das bobinas, modificações no projeto e fabricação podem utilizar condutores com maior dureza nessa região do que nas cabeceiras. Para os esforços axiais, observou-se pontos de maior intensidades, principalmente nas cabeceiras. Com isso, pode-se alocar mais espaçadores nesses pontos do que em outros, sempre relacionando com a passagem do óleo refrigerante. Tais modificações podem tornar o projeto do transformador mais confiável, contudo, por modificar características dos materiais e do processo fabril, nem sempre podem se tornar viáveis.

Simulações paramétricas variando o tamanho do *tap* foram realizadas, mostrando que, quanto maior a diferença, maiores são os esforços axiais resultantes. Isso evidencia a preocupação que se deve ter nas etapas de projeto e fabricação do protótipo, a fim de se ter um transformador que suporte as solicitações mecânicas durante operação. Os resultados obtidos para os três arranjos simulados servem como base para a análise de outras topologias de enrolamentos, uma vez que arranjos com mais *taps* ou em posições diferentes podem ter os esforços analisados de uma forma mesclando o comportamento dos três simulados.

Sendo assim, os esforços eletromecânicos sobre os enrolamentos de transformadores são responsáveis por muitas falhas e prejuízos envolvidos, necessitando de análises precisas nas etapas de projeto e fabricação. Mesmo com teoria e equações analíticas consolidadas há anos, as simulações em elementos finitos servem como uma ferramenta capaz de modelagens mais precisas e com resultados mais confiáveis, complementando os cálculos analíticos e oferecendo uma determinação de esforços mais completa.

Por fim, o presente trabalho apresentou um estudo completo sobre esforços mecânicos em transformadores de potência, abordando leis e conceitos do eletromagnetismo que originam as forças, comportamento das mesmas em diferentes arranjos de enrolamentos, situações críticas de elevadas correntes, tipos de deformações, métodos de cálculo e uma análise detalhada da distribuição dos esforços com simulações, podendo servir como um guia básico para futuros estudos acerca do tema.

6.1 PRODUÇÃO CIENTÍFICA

Como resultado deste trabalho, foram publicados os seguintes artigos em congressos:

L. H. Medeiros, G. Maschio, V. C. Bender, T. B. Marchesan, “**Análise de Esforços de Curto-Circuito em Transformadores Empregando o Método de Elementos Finitos**”, *11º Seminar on Power Electronics and Control*, 2018.

L. H. Medeiros, G. Maschio, D. L. P. Feil, V. C. Bender, T. B. Marchesan, “**Impact of Distributed Generation Insertion in Transformers: Electromechanical Forces Analysis**”, *IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Latin America 2019*, 2019.

6.2 TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho serve como base e deixa algumas sugestões de trabalhos futuros como sequência:

- Construção de um protótipo para medição dos esforços: com o método de simulação apresentado com resultados precisos diante das equações analíticas, é interessante a construção de um protótipo com fibra ótica que viabilize a medição dos esforços, a fim de aperfeiçoar a análise dos esforços nos enrolamentos e elaborar estudos mais aprofundados, visando um método de cálculo que permita obter a distribuição dos esforços mais precisa, nas fases laterais e em pontos específicos, de maneira analítica;
- Integração multifísica: uma vez que os esforços mecânicos têm influência sobre questões elétricas e térmicas do transformador, pode-se buscar um estudo sobre integração entre as diferentes áreas, possibilitando o desenvolvimento de um modelo de cálculo e projeto otimizado dos pontos de vista mecânico e térmico;
- Outros arranjos de bobinas: aplicar e aperfeiçoar o método de simulação aqui apresentado em arranjos mais complexos, como em transformadores com três enrolamentos e com bobinas de regulação por fora da bobina de AT, a fim de estudar e obter o comportamento dos esforços nestes arranjos, possibilitando o desenvolvimento de um método de cálculo;
- Determinação dos esforços em transformadores de distribuição: expandir este estudo para transformadores de distribuição, cujo porte é menor e apresentam algumas características construtivas e elétricas diferentes dos de potência, visando a elaboração de uma metodologia de cálculo para arranjos dessa categoria.

REFERÊNCIAS

AGUIAR, E. R. **Análise de resposta em frequência aplicada em transformadores de potência**. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2007.

AHN, H. et al. Finite element modeling of power transformer for short-circuit electromagnetic force analysis. **15th International Conference on electrical Machines and Systems (ICEMS)**, n. 4, p. 5–8, 2012.

AHN, H. et al. Finite-Element Analysis of Short-Circuit Electromagnetic Force in Power Transformer. **IEEE Transactions on Industry Applications**. vol. 47, no. 3, may/june 2011.

AHN, H. et al. Experimental Verification and Finite Element Analysis of Short-Circuit Electromagnetic Force for Dry-Type Transformer. **IEEE Transactions on Magnetics**, vol. 48, no. 2, February 2012.

ALVES, L. M. **Método dos Elementos Finitos**. Universidade Federal do Paraná. Curitiba , p. 438. 2007.

ANSYS. **User's Guide - Maxwell 3D**. Cannonsburg, 2010.

ANSYS. **Help ANSYS Electronics. 2019**. Disponível em: <<https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/Electronics/v180/home.htm%23../Subsystems/Maxwell/Content/VirtualForce.htm%3FTocPath%3DMaxwell%7CMaxwell%2520Help%7CMaxwell%25203D%2520Technical%2520Notes%7CMagnetostatic%2520Field%2520C>>. Acesso em: 22 maio. 2019.

ARAÚJO, J. F., COSTA, E. G., ANDRADE, F. L. M., GERMANO, A. D., FERREIRA, T. V., Methodology to Evaluate the Electromechanical Effects of Electromagnetic Forces on Conductive Materials in Transformer Windings Using the Von Mises and Fatigue Criteria. **IEEE Transactions on Power Delivery**, vol. 31, no. 5, october 2016.

ARTURI, C. M. Transient Simulation and Analysis of a Three-Phase Five-Limb Step-Up Transformer Following An Out-Of-Phase Synchronization. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol 6, No. 1, January 1991.

ARTURI, C. M. Force Calculation in Transformer Windings Under Unbalanced MMFs by a Non-Linear Finite Element Code. **IEEE Transactions on Magnetics**, Vol. 28, No. 2, March, 1992.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **ABNT NBR 5356-5**. Transformador de potência Parte 5: Capacidade de resistir a curtos-circuitos, 2007.

AZEVEDO, A. C. **Estresse Eletromecânico em Transformadores Causado por Curtos-Circuitos "Passantes" e Correntes de Energização**. Tese de Doutorado, Faculdade de Engenharia Elétrica, Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Uberlândia, 2007.

BHALLA, D., BANSAL, R. K., GUPTA, H. O., Analyzing Short Circuit Forces in Transformer with Single Layer Helical LV Winding using FEM. **International Conference on Recent Advances in Engineering and Computational Sciences (RAECS)**. 2015.

BILLIG, E. Mechanical Stresses in Transformer Windings. **Journal of the Institution of electrical Engineers - Part II: Power Engineering**, Volume 93, Issue 33, June 1946.

BALDIN. **Bobinas e Parte Ativa**. 2018. Disponível em: <<http://www.baldintransformadores.com.br/?pg=servicos&acao=ok&pg2=servico05>>. Acesso em: 2 maio. 2019.

BARRA, P. H. A. **Estresse Eletromecânico em Transformadores Sob o enfoque de Curtos-Circuitos Assimétricos: Uma Abordagem Analítica e Computacional**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Elétrica, Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2017.

BECHARA, R. **Análise de falhas em transformadores de potência**. 2010. 102 f. Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

BENETTI, D. **Estudo de Viabilidade Para a Aplicação de Sensores Distribuídos de Deformação a Fibra Óptica em Transformadores de Potência**. 2016. 172 f. Dissertação (Mestrado) - Instituto de Tecnologia para o Desenvolvimento (Institutos Lactec), Curitiba, 2016.

BERTAGNOLLI, G. Short-circuit Duty of Power Transformers. **ABB Publication**, third edition, 2006.

CIGRE, Group du Travail 12.05. **Enquête Internationale sur les Défaillances en Service des Transformateurs de Grande Puissance**. ELECTRA, n° 88, 1983.

CIGRE, Working Group 12.19. **The Short Circuit Performance of Power Transformers. Brochure 209**, CIGRE, 2002.

DAWOOD, K., ALBOYACI, B., CINAR, M. A., A new method for the calculation of leakage reactance in power transformers. **Journal of Electrical Engineering and Technology**, 2017.

DEL VECCHIO, Robert M. et al. **Transformer Design Principles: With Application to Core-form Power Transformers**. CRC Press, 2002.

FARADAYOS. **Tomas o taps de transformadores monofásicos y trifásicos**. Blog. Disponível em <<http://faradayos.blogspot.com/2015/02/tomas-taps-de-transformadores-monofasicos-trifasicos.html>>. 2015.

FEIL, D. L. P. **Desenvolvimento de Transformador de Distribuição de Elevada Eficiência e Reduzida Relação Peso/Potência Empregando Núcleo Amorfo e Óleo Vegetal Isolante**. 2015. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria, 2015.

FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY, C.; UMANS, S. D. **Máquinas Elétricas**. 7. ed. Porto Alegre: Mc Graw Hill, 2014.

GEIDL, M. **Protection of power systems with distributed generation: state of the art**. Power System Laboratory, Swiss Federal Institute of Technology Zurich, Swiss, 2005.

GRAINGER, J. J.; STEVENSON, W. D. **Power System Analysis**. North Carolina: Mc Graw Hill, 1994.

GUTTEN, M., JANURA, R., JURCIK, J., Determination of the Electromagnetic Forces Caused by Short-Circuit Currents. **International Scientific Conference on Power and Electrical Engineering of Riga Tehcnical University**. 2015.

HAYT Jr., W. H.; BUCK, J. A. **Engineering Electromagnetics**. 8th ed. New York: McGrawHill, 2012.

HARLOW, J. H. **Electric Power Transformer Engineering**. Florida: CRC Press, 2004.

HEATHCOTE, M. J. **The J & P Transformer Book**. Twelfth edition, Newnes, 1998.

IARONKA, O. **Desenvolvimento de um Sistema de Refrigeração de Elevada Eficiência com o Método de Elementos Finitos para Transformadores de Distribuição**. 2014. p. 96. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria, 2014.

IEC 60076. **Ability to withstand short circuit**. 2nd ed. Part 5, 2000.

JENKINS, N.; EKANAYAKE, J. B.; STRBAC, G. **Distributed Generation**. London: The Institute of Engineering and Technology. 2010.

KALKAN, G. **Structural Integrity of Power Transformers**. Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, Imperial College London, 2012.

KARSAI, K., KERÉNYI, D., KISS, L. **Large Power Transformers**. Studies in Electrical and Electronic Engineering: Volume 25. Elsevier, 1987.

KINDERMANN, G. **Curto-Circuito**. 2a ed. Porto Alegre: Sagra Luzzatto, 1997

KULKARNI, S. V., KHAPARDE, S. A. **Transformer Engineering: Design and**

Practice. Indian Institute of Technology, CRC Press, 2004.

LOTTI, R. S. et al. **Aplicabilidade Científica do Método dos Elementos Finitos.** Maringá. p. 35-43. 2006.

LUIZ, C. M. **Avaliação dos impactos da geração distribuída para proteção do sistema elétrico.** Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2012.

MARTIGNONI, A. **Transformadores.** 8ª edição, São Paulo, Globo, 1991.

MASCHIO, G. **Simulação e Análise de Esforços Eletromecânicos em Transformadores Elétricos Utilizando o Método de Elementos Finitos.** Trabalho de Conclusão de Curso, Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria, 2019.

MEDEIROS, L. H., MASCHIO, G., BENDER, V. C., MARCHESAN, T. B., Análise de Esforços de Curto-Circuito em Transformadores Empregando o Método de Elementos Finitos, **11º Seminar on Power Electronics and Control**, 2018.

MEDEIROS, L. H, MASCHIO, G., FEIL, D. L. P., BENDER, V. C., MARCHESAN, T. B., Impact of Distributed Generation Insertion in Transformers: Electromechanical Forces Analysis, **IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Latin America 2019**, 2019.

MINHAS, M. S. A. **Dynamic Behaviour of Transformer Winding under Short-Circuits.** Tese de Doutorado, Faculdade de Engenharia, Universidade de Witwatersrand, Joannesburg, 2007.

MORADNOURI, A. et al. Introduction of dimensional approach to evaluation of distribution transformer short circuit forces. **23rd Iranian Conference on Electrical Engineering**, [s. l.], p. 1539–1544, 2015.

NELSON, P. Q., BENKO, I. S. Determination of Transient Inrush Currents in Power Transformers Due to Out-Of-Phase Switching Occurences. **IEEE Summer Power Meeting and EHV Conference**, Los Angeles, 1970.

PASTERNAK, B. M., PROVANZANA, J. H., WAGENEAR, L. B. Analysis of a Generator Step-Up Transformer Failure Following Faulty Synchronization. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Volume 3, No. 3, July, 1988.

PORTELLA, M. D. G. **Avaliação da Presença de Indicadores de Oxidação do Papel Isolante Termoestabilizado em Equipamentos de Subestação.** 2010. Dissertação (Mestrado em Ciências) - Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2010.

RABINS, L. Transformer Reactance Calculations with Digital Computers. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, Part I: Communication and

Electronics, Volume 75, Issue 3, July 1956.

RIES, W. **Transformadores**: Fundamentos para o Projeto e Cálculo. 1. ed. Porto Alegre: EDIPUCRS, 2007.

ROTH, E. Etude analytique du champ de fuites des tranformateurs et des efforts mécaniques exercés sur les enroulements. **Revue Generale de L'electricite**, Section Industrielle, Mai 1928.

ROSENTINO, A. J. P. J. **Estimativa dos Esforços Eletromecânicos em Transformadores Submetidos a um Curto-Circuito Trifásico**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Elétrica, Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2010.

SADIKU, M. N. O. **Elementos do Eletromagnetismo**. 3. ed. Porto Alegre: Bookman, 2004.

SALON. S., LAMATTINA, B., SIVASUBRAMANIAM, K., Comparison of Assumptions in Computation of Short-Circuit Forces in Transformers. **IEEE Transactions on Magnetics**, vol. 36, no. 5, September 2000.

SATHYA, A. M., SAVADAMUTHU, U. Electromagnetic Force and Deformation in Transformer Winding. **International Journal of Applied Engineering Research**, Volume 14, Number 3, 2019.

SINHA, A.; KAUR, S. Analysis of short circuit electromagnetic forces in transformer with asymmetrically placed windings using Finite Element Method. **International Innovative Applications of Computational Intelligence on Power, Energy and Controls with their Impact on Humanity (CIPECH)**, 2017. [s. l.], 2017.

STRAC, L., KELEMEN, F., ZARKO, D., Analysis of short-circuit forces at the top of the low voltage U-type and I-type winding in a power transformer. **International Power Electronics and Motion Control Conference**. 2018.

SOUZA, R. M. D. **O Método dos Elementos Finitos Aplicado ao Problema de Condução de Calor**. Universidade Federal do Pará. Belém, p. 40. 2003.

SOUZA, D. C. P. **Falhas e Defeitos Ocorridos em Transformadores de Potência do Sistema Elétrico da CELG, nos Últimos 28 Anos**: Um Estudo de Caso. 2008. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Goiás, Goiânia, 2008.

VILLATE, J. E. **Eletricidade e Magnetismo**. 1. ed. Porto: Creative Commons, 2012.

WANG, S., ZHANG, H., WANG, S., LI, H., YUAN, D., Cumulative Deformation Analysis for Transformer Winding Under Short-Circuit Fault Using Magnetic-Structural Coupling Model. **IEEE Transactions on Applied Superconductivity**, vol. 26, n. 7, oct 2016.

WANG, S., WANG, S., LI, H., YUAN, D., WANG, S., Mechanical characteristics analysis of defective transformer windings under short-circuit fault using 3-D FEM. **International Conference on electrical Machines and Systems (ICEMS)**. 2017.

WATERS, M. The Measurement and Calculation of Axial Electromagnetic Forces in Concentric Transformer Windings. **Proceedings of the IEE - Part II: Power Engineering**, Volume 101, Issue 79, February 1954.

WATERS, M. **The Short-Circuit Strength of Power Transformers**. Macdonald & Co. London, 1966.

YE, Z. J., KREISCHER, C, KULIG, S. T. Behavior of a single phase grid transformer during out-of-phase synchronizations. **XX International Conference on Electrical Machines**, IEEE, 2012.