



DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO TRANSITÓRIA EM ENROLAMENTOS DE MÁQUINAS ELÉTRICAS USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Rodrigo Sousa Ferreira

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: Antônio Carlos Ferreira.

Rio de Janeiro

Março de 2021

DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO TRANSITÓRIA EM ENROLAMENTOS DE
MÁQUINAS ELÉTRICAS USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Rodrigo Sousa Ferreira

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Orientador: Antônio Carlos Ferreira

Aprovada por: Prof. Antônio Carlos Ferreira
Prof. Antonio Carlos Siqueira de Lima
Prof. José Roberto Cardoso
Prof. José Andrés Santisteban Larrea
Prof. Hélder de Paula

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 2021

Ferreira, Rodrigo Sousa

Estudo da Distribuição da Tensão Transitória em Enrolamentos de Máquinas Elétricas usando o Método dos Elementos Finitos / Rodrigo Sousa Ferreira. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2021.

XIX, 194 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Antônio Carlos Ferreira

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Elétrica, 2020.

Referências Bibliográficas: p. 139-150.

1. Máquinas Elétricas. 2. Tensão Transitória. 3. Método dos Elementos Finitos. I. Ferreira, Antônio Carlos

II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço a Deus pelo dom da vida e pela saúde que me permitiu dedicar com afinco para atingimento deste grande objetivo.

Agradeço ao Professor Antônio Carlos Ferreira pela orientação neste trabalho e por ter acreditado em mim desde o mestrado. Obrigado por sempre me atender com muita paciência e disponibilidade para auxiliar em minhas dúvidas e dificuldades.

Agradeço à minha esposa e ao meu filho por várias razões, das quais cito, principalmente, a paciência e compreensão com os intermináveis momentos que tive que estar ausente para me dedicar a este trabalho. Não poderia deixar de agradecê-los também por sempre acreditar em mim, me incentivando e estando ao meu lado, especialmente, nos momentos de maior dificuldade em que soluções parecem não existir. Esse trabalho, com certeza, é uma conquista nossa.

Agradeço também à minha mãe também por inúmeros motivos, dos quais destaco, o incentivo contínuo a estudar, desde o início da minha caminhada, me proporcionando a possibilidade de me dedicar sempre aos meus estudos. Obrigado por todo seu amor e cuidado, os quais são fundamentais para o atingimento de qualquer objetivo. Assim, deixo toda minha gratidão por todo incentivo e cuidado, sem os quais eu não poderia chegar até aqui.

Não poderia deixar de citar também meu querido irmão por sempre me incentivar a atingir meus objetivos, por sua amizade e companheirismo em todos os momentos.

Agradeço aos meus amigos por contribuírem para este trabalho por meio de sugestões e compartilhamento de conhecimento que fizeram a diferença durante a evolução do trabalho.

Por fim, mas não menos importante, agradeço aos Professores membros da banca examinadora pela disposição a ajudar na melhoria deste trabalho.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO TRANSITÓRIA EM ENROLAMENTOS DE MÁQUINAS ELÉTRICAS USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Rodrigo Sousa Ferreira

Março/2021

Orientador: Antônio Carlos Ferreira

Programa: Engenharia Elétrica

Sobretensões causadas por surtos de tensão podem levar à falha das isolações principal e entre espiras de máquinas elétricas. O conhecimento da distribuição internamente à máquina devido a estes surtos é de grande importância para seu projeto. Neste contexto, este trabalho tem por objetivo estudar a distribuição de tensão transitória interna em um motor quando os enrolamentos do estator são submetidos a um surto de tensão. O trabalho apresenta os resultados de simulações numéricas das tensões transitórias nas espiras e nas bobinas em um motor de indução de grande porte, construído por bobinas pré-formadas, por meio de um modelo que acopla equações de campo magnético transitório e elementos de circuito elétrico, utilizando o método dos elementos finitos (MEF). A metodologia usa o método dos elementos finitos para obter os parâmetros de circuito, bem como, para realizar as simulações transitórias, o que permite que este tipo de estudo seja feito ainda na fase de projeto da máquina. São feitas várias simulações com o intuito de verificar a influência de certos parâmetros na distribuição de tensão transitória, os quais englobam as influências do tempo de subida do surto, das cabeças de bobina, do número de bobinas considerado no modelo, do rotor, do cabo alimentador, do tipo do surto e do capacitor de surto. O modelo utilizado para uma bobina individual é também validado por meio de resultados práticos.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

TRANSIENT VOLTAGE DISTRIBUTION IN ELECTRICAL MACHINE STATOR
WINDINGS USING FINITE ELEMENTS METHOD

Rodrigo Sousa Ferreira

March/2021

Advisor: Antônio Carlos Ferreira

Department: Electrical Engineering

Overvoltages caused by steep-fronted surges can lead to electrical machine main and interturn insulations to failure. The knowledge of the voltage distribution in stator windings due to transient surges is of great importance for the machine design. In this context, this work aims at verifying the transient voltage distribution in the motor coils when the stator windings are subjected to steep-fronted voltages. The work presents the results of numerical simulations of the transient voltages in the turns and coils of a large induction motor, built by form-wound coils, using a model that couples transient magnetic field equations and electrical circuit elements, using the finite elements method (FEM). The methodology uses the finite element method to obtain the electric circuit parameters, as well as to carry out the transient simulations, which allows this type of study to be done at the machine design phase. Several simulations are carried out to verify the influence of certain parameters on the transient voltage distribution, which include, the influence of the surge rise time, end windings, the number of coils considered in the model, rotor, feeding cable, surge-type, and the surge capacitor. The model used for an individual coil is also validated through practical results.

Sumário

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Motivação.....	1
1.2	Objetivos	3
1.3	Escopo do trabalho.....	3
1.4	Publicações.....	4
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1	Isolamento de máquinas de média tensão.....	6
2.2	Distribuição interna de tensões transitórias	8
2.3	Métodos de obtenção das tensões transitórias	10
2.4	Obtenção dos parâmetros elétricos.....	13
2.5	Localização das maiores sobretensões.....	15
2.6	Número de Bobinas dos Modelos.....	16
3	MODELAGEM	17
3.1	Modelo do motor	17
3.2	Modelo para obtenção das Tensões Transitórias	21
3.3	Modelo do surto Aplicado	25
3.4	Modelo da cabeça de bobina	27
3.4.1	Capacitância.....	27
3.4.2	Impedância Série	36
3.5	Modelagem do núcleo do estator.....	49
3.5.1	Modelo Magnético do Núcleo	50
3.5.2	Impedância Série	52
3.5.3	Capacitância.....	59
3.6	Discussão sobre o Modelo Utilizado	63
3.7	Validação Prática do Modelo	64
3.7.1	Capacitâncias	64
3.7.2	Forma de onda Transitória.....	65
4	RESULTADOS DE SIMULAÇÃO	66
4.1	Alimentação senoidal	67
4.2	Caso base.....	72
4.2.1	Tensões nas bobinas	72
4.2.2	Tensões nas espiras.....	76
4.3	Caso 1 - efeito do tempo de subida do surto	81
4.4	Caso 2 - efeito das cabeças de bobina	87
4.5	Caso 3 – número de bobinas do modelo	91
4.6	Caso 4 - efeito do rotor.....	99
4.6.1	Modelo do Rotor.....	99
4.6.2	Sobretensões Transitórias	107
4.7	Caso 5 - efeito do cabo alimentador.....	110

4.8 Caso 6 - efeito do tipo de surto	120
4.9 Caso 7 - efeito do capacitor de surto.....	124
5 CONCLUSÕES.....	131
5.1 Principais Conclusões	131
5.2 Principais Contribuições	135
5.3 Trabalhos Futuros.....	136
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	139
APÊNDICE	151
A. Principais Formas de onda Obtidas	151
A.1 Caso 1 – efeito do tempo de subida.....	151
A.2 Caso 2 - efeito das cabeças de bobina	154
A.3 Caso 4 – efeito do rotor	155
A.4 Caso 5 – efeito do cabo alimentador	156
A.5 Caso 7 – efeito do capacitor de surto	159
B. Taxa de Variação das Tensões entre Espiras	162
C. Modelo do Cabo	165
D. Resistências Mútuas.....	173

Lista de Figuras

Figura 2.1: Seção transversal de uma bobina pré-formada.	6
Figura 2.2: Esquema de camadas em uma bobina pré-formada [18].	7
Figura 2.3: Teoria de propagação de ondas aplicada a máquinas elétricas [19].	9
Figura 2.4: Regiões de uma bobina.	11
Figura 2.5: Modelo de linha de transmissão de múltiplos condutores.	11
Figura 3.1. Distribuições das bobinas das 3 fases no motor modelado.	18
Figura 3.2. Esboço da geometria do motor e detalhes das ranhuras.	19
Figura 3.3. Modelo 3D do rotor (a) núcleo magnético; (b) barras (gaiola).	20
Figura 3.4. Modelo 3D do estator (a) núcleo magnético; (b) enrolamentos.	20
Figura 3.5. Esboço da geometria 3D do motor.	20
Figura 3.6. Modelo 2D utilizado para as simulações transitórias.	22
Figura 3.7. Modelo 2D utilizado para as simulações transitórias ampliado.	22
Figura 3.8. Esquema utilizado para o modelo transitório do estator.	23
Figura 3.9. Esquema utilizado para modelagem do estator da máquina.	24
Figura 3.10. Etapas para obtenção da distribuição de tensão.	24
Figura 3.11. Forma de onda do surto aplicado.	25
Figura 3.12. Forma de onda do surto aplicado.	26
Figura 3.13. Forma de onda do surto aplicado.	26
Figura 3.14. Geometria da cabeça de bobina modelada.	27
Figura 3.15. Seção da bobina 3D modelada.	28
Figura 3.16. Esquema das capacitâncias presentes.	29
Figura 3.17. Simulação eletrostática da cabeça de bobina (a) referência; (b) espira.	30
Figura 3.18. Distribuição de tensão na cabeça de bobina.	30
Figura 3.19. Distribuição de campo elétrico na cabeça de bobina.	31
Figura 3.20. Distribuição de tensão nas partes (a) aterrada e (b) não aterrada.	31
Figura 3.21. Distribuição de campo elétrico nas partes (a) aterrada e (b) não aterrada.	31
Figura 3.22. Matriz de capacitâncias na cabeça de bobina.	32
Figura 3.23. Lados das espiras adjacentes à superfície aterrada.	33
Figura 3.24. Simulação eletrostática de duas bobinas (a) terra; (b) espira.	35
Figura 3.25. Distribuição de tensão nas duas bobinas.	35
Figura 3.26. Distribuição de campo elétrico nas duas bobinas.	36
Figura 3.27. Matriz de capacitâncias para as duas bobinas.	36
Figura 3.28. Modelo dependente da frequência para as cabeças de bobina.	37
Figura 3.29. Modelo das cabeças de bobina (a) trechos reto e curvo; (b) semidisco.	38
Figura 3.30. Malha utilizada para as cabeças de bobina.	39
Figura 3.31. Densidade de corrente na parte reta (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.	40
Figura 3.32. Densidade de fluxo magnético na parte reta (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.	40
Figura 3.33. Densidade de corrente no semidisco (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.	40
Figura 3.34. Densidade de fluxo magnético no semidisco (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.	41
Figura 3.35. Resistência própria na cabeça de bobina.	41

Figura 3.36. Resistência mútua na cabeça de bobina.	41
Figura 3.37. Indutância própria na cabeça de bobina.	42
Figura 3.38. Indutância mútua na cabeça de bobina.	42
Figura 3.39. Linhas de fluxo magnético na cabeça de bobina.	43
Figura 3.40. Matriz de indutâncias para excitação com frequência de 60 Hz.	44
Figura 3.41. Matriz de indutâncias para excitação com frequência de 100 kHz.	44
Figura 3.42. Matriz de resistências para excitação com frequência de 60 Hz.	44
Figura 3.43. Matriz de resistências para excitação com frequência de 100 kHz.	45
Figura 3.44. Indutância própria nas cabeças de bobina para cada espira.	45
Figura 3.45. Resistência própria nas cabeças de bobina para cada espira.	45
Figura 3.46. Impedância série da primeira espira a) amplitude; b) ângulo.	47
Figura 3.47. Impedância série da última espira a) amplitude; b) ângulo.	48
Figura 3.48. Região do núcleo do estator.	49
Figura 3.49. Curva BH do núcleo do estator.	50
Figura 3.50. Perdas no núcleo do estator em função da frequência.	51
Figura 3.51. Malha utilizada para o núcleo do estator.	52
Figura 3.52. Linhas de fluxo a) 60 Hz; b) 100 kHz.	53
Figura 3.53. Densidade de fluxo magnético a) 60 Hz; b) 100 kHz.	53
Figura 3.54. Densidade de corrente para 60 Hz.	53
Figura 3.55. Densidade de corrente para 100 kHz.	54
Figura 3.56. Resistência própria no núcleo do estator.	54
Figura 3.57. Resistência mútua no núcleo do estator.	54
Figura 3.58. Indutância própria no núcleo do estator.	55
Figura 3.59. Indutância mútua no núcleo do estator.	55
Figura 3.60. Matriz de indutâncias para excitação com frequência de 60 Hz.	56
Figura 3.61. Matriz de indutâncias para excitação com frequência de 100 kHz.	56
Figura 3.62. Matriz de resistências para excitação com frequência de 60 Hz.	57
Figura 3.63. Matriz de resistências para excitação com frequência de 100 kHz.	57
Figura 3.64. Indutância própria no núcleo do estator para cada espira.	58
Figura 3.65. Resistência própria no núcleo do estator para cada espira.	58
Figura 3.66. Primeira espira da fase “a” nas ranhuras.	58
Figura 3.67. Geometria usada para cálculo das capacitâncias no núcleo do estator.	59
Figura 3.68. Simulação eletrostática do núcleo do estator (a) terra; (b) espira.	60
Figura 3.69. Distribuições no núcleo do estator (a) tensão; (b) campo elétrico.	60
Figura 3.70. Matriz de capacitâncias o núcleo do estator.	61
Figura 3.71. Matriz de capacitâncias o núcleo do estator.	61
Figura 3.72. Capacitâncias em função da frequência.	62
Figura 3.73. Capacitâncias em função da frequência da primeira espira para terra.	62
Figura 3.74. Esquema para realização do surge test.	65
Figura 3.75. Validação da forma de onda transitória.	65
Figura 4.1. Esquema para simulação das tensões transitórias.	66
Figura 4.2. Caso senoidal – esquema das tensões analisadas.	68
Figura 4.3. Caso senoidal - Tensão entre bobinas da fase “a”	68
Figura 4.4. Caso senoidal - Tensão entre bobinas e terra da fase “a”.	68

Figura 4.5. Caso senoidal - Tensão entre bobinas e terra da fase “b”.	69
Figura 4.6. Caso senoidal - Tensão entre bobinas e terra da fase “c”.	69
Figura 4.7. Caso senoidal - Tensão entre espiras e terra da fase “a”.	69
Figura 4.8. Caso senoidal - Tensão entre espiras e terra da fase “b”.	70
Figura 4.9. Caso senoidal - Tensão entre espiras e terra da fase “c”.	70
Figura 4.10. Caso senoidal - comparação das tensões de pico entre bobinas.	71
Figura 4.11. Caso senoidal - comparação das tensões de pico entre bobinas e terra.	71
Figura 4.12. Caso senoidal - comparação das tensões de pico entre espiras.	71
Figura 4.13. Caso senoidal - comparação das tensões de pico entre espiras e terra.	72
Figura 4.14. Caso base - Tensão entre bobinas da fase “a”.	73
Figura 4.15. Caso base - Tensão entre bobinas da fase “b”.	73
Figura 4.16. Caso base - Tensão entre bobinas da fase “c”.	73
Figura 4.17. Caso base – comparação das tensões de pico entre bobinas.	74
Figura 4.18. Caso base - Tensão entre bobinas e terra da fase “a”.	74
Figura 4.19. Caso base - Tensão entre bobinas e terra da fase “b”.	74
Figura 4.20. Caso base - Tensão entre bobinas e terra da fase “c”.	75
Figura 4.21. Caso base – comparação das tensões de pico entre bobinas e terra.	75
Figura 4.22. Caso base - Tensão entre espiras da fase “a” (bobina 1).	76
Figura 4.23. Caso base - Tensão entre espiras e terra da fase “a” (bobina 1).	76
Figura 4.24. Caso base - Tensão entre espiras da fase “a”.	77
Figura 4.25. Caso base - Tensão entre espiras da fase “b”.	77
Figura 4.26. Caso base - Tensão entre espiras da fase “c”.	78
Figura 4.27. Caso base - Tensão entre espiras e terra da fase “a”.	78
Figura 4.28. Caso base - Tensão entre espiras e terra da fase “b”.	79
Figura 4.29. Caso base - Tensão entre espiras e terra da fase “c”.	79
Figura 4.30. Caso base – comparação das tensões de pico entre espiras.	79
Figura 4.31. Caso base – comparação das tensões de pico entre espiras e terra.	80
Figura 4.32. Taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.	81
Figura 4.33. Caso 1 - tensão entre bobinas da fase “a” (5 μ s).	81
Figura 4.34. Caso 1 - tensão entre bobinas da fase “a” (0,05 μ s).	82
Figura 4.35. Caso 1- tensão de pico entre bobinas da fase “a”.	82
Figura 4.36. Caso 1 - tensão entre espiras da fase “a” (5 μ s).	83
Figura 4.37. Caso 1 - tensão entre espiras da fase “a” (0,05 μ s).	83
Figura 4.38. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (5 μ s).	83
Figura 4.39. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (0,05 μ s).	84
Figura 4.40. Caso 1- tensão de pico entre espiras da fase “a”.	85
Figura 4.41. Caso 1- tensão de pico entre espiras da fase “b”.	85
Figura 4.42. Caso 1- tensão de pico entre espiras da fase “c”.	85
Figura 4.43. Caso 1 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “a”.	86
Figura 4.44. Caso 1 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “b”.	86
Figura 4.45. Caso 1 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “c”.	86
Figura 4.46. Caso 2 - tensão entre bobinas da fase “a”.	88
Figura 4.47. Caso 2 - tensão entre espiras da fase “a”.	89
Figura 4.48. Caso 2 - tensão entre espiras e terra da fase “a”.	89

Figura 4.49. Caso 2 - tensão de pico entre espiras.	90
Figura 4.50. Caso 2 – tensão de pico entre espiras e terra.....	90
Figura 4.51. Esquema do modelo 1.	91
Figura 4.52. Esquema do modelo 2.	91
Figura 4.53. Esquema do modelo 3.	92
Figura 4.54. Caso Base - Tensão entre espiras (modelo trifásico).	92
Figura 4.55. Caso 3 - Tensão entre espiras (modelo 1).	92
Figura 4.56. Caso 3 - Tensão entre espiras (modelo 2).	93
Figura 4.57. Caso 3 - Tensão entre espiras (modelo 3).	93
Figura 4.58. Caso Base - Tensão entre espiras e terra (modelo trifásico).	93
Figura 4.59. Caso 3 - Tensão entre espiras e terra (modelo 1).	94
Figura 4.60. Caso 3 - Tensão entre espiras e terra (modelo 2).	94
Figura 4.61. Caso 3 - Tensão entre espiras e terra (modelo 3).	95
Figura 4.62. Caso 3 – comparação das tensões de pico entre espiras.	95
Figura 4.63. Caso 3 – comparação das tensões de pico entre espiras e terra.	96
Figura 4.64. Tensões entre espiras.....	97
Figura 4.65. Tensões entre espiras e terra.	98
Figura 4.66. Tensões de pico entre espiras (modelos trifásico e monofásico).	98
Figura 4.67. Tensões de pico entre espiras e terra (modelos trifásico e monofásico). ...	98
Figura 4.68. Geometria usada no solver transitório com o rotor.	99
Figura 4.69. Esquema utilizado para o modelo transitório do rotor.	100
Figura 4.70. Modelo dependente da frequência para o anel de curto.	100
Figura 4.71. Geometria 2D equivalente para modelagem do anel de curto.	101
Figura 4.72. Malha usada para o rotor.	101
Figura 4.73. Densidade de fluxo magnético no rotor (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.	102
Figura 4.74. Densidade de corrente no anel de curto (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.	102
Figura 4.75. Resistência do anel de curto-circuito em função da frequência.	103
Figura 4.76. Indutância do anel de curto-circuito em função da frequência.	103
Figura 4.77. Impedância série do anel de curto a) amplitude; b) ângulo.	104
Figura 4.78. Geometria usada para cálculo das capacitâncias considerando o rotor.	104
Figura 4.79. Excitações para cálculo das capacitâncias (a) terra; (b) barras do rotor. .	105
Figura 4.80. Distribuição de tensão para cálculo das capacitâncias do rotor.	106
Figura 4.81. Distribuição de campo elétrico para cálculo das capacitâncias do rotor..	106
Figura 4.82. Caso 4 - tensão entre bobinas da fase “a”.	107
Figura 4.83. Caso 4 - tensão entre espiras da fase “a”.....	107
Figura 4.84. Caso 4 - tensão entre espiras e terra da fase “a”.	108
Figura 4.85. Caso 4- tensão de pico entre espiras.	108
Figura 4.86. Caso 4 – tensão de pico entre espiras e terra.....	108
Figura 4.87. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 20 m).	110
Figura 4.88. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 50 m).	110
Figura 4.89. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 100 m).	111
Figura 4.90. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 200 m).	111
Figura 4.91. Caso 5 – esquema usado nas simulações.	112
Figura 4.92. Tensões nos terminais do motor (cabo de 20 m).	113

Figura 4.93. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 50 m).	113
Figura 4.94. Tensões nos terminais do motor (cabo 100 m).	113
Figura 4.95. Tensões nos terminais do motor (cabo de 200 m).	114
Figura 4.96. Caso 5 - tensão entre bobinas da fase “a” (cabo de 20 m).	114
Figura 4.97. Caso 5 - tensão entre bobinas da fase “a” (cabo de 200 m).	115
Figura 4.98. Caso 5- tensão de pico entre bobinas da fase “a”.	115
Figura 4.99. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “a” (cabo de 20 m).	116
Figura 4.100. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “a” (cabo de 200 m).	116
Figura 4.101. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (cabo de 20 m).	116
Figura 4.102. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (cabo de 200 m).	117
Figura 4.103. Caso 5- tensão de pico entre espiras da fase “a”.	117
Figura 4.104. Caso 5- tensão de pico entre espiras da fase “b”	118
Figura 4.105. Caso 5- tensão de pico entre espiras da fase “c”	118
Figura 4.106. Caso 5 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “a”.	118
Figura 4.107. Caso 5 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “b”.	119
Figura 4.108. Caso 5 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “c”.	119
Figura 4.109. Caso 6 – surtos aplicados em cada caso.	121
Figura 4.110. Caso 6 – tensão entre espiras (surto IEC).	121
Figura 4.111. Caso 6 – tensão entre espiras (surto IEEE).	122
Figura 4.112. Caso 6 – tensão entre espiras e terra (surto IEC).	122
Figura 4.113. Caso 6 – tensão entre espiras e terra (surto IEEE).	122
Figura 4.114. Caso 6 – comparação das tensões de pico entre espiras.	123
Figura 4.115. Caso 6 – comparação das tensões de pico entre espiras e terra.	123
Figura 4.116. Caso 7 - tensão entre bobinas da fase “a” (cabo de 20 m).	125
Figura 4.117. Caso 7 - tensão entre bobinas da fase “a” (cabo de 200 m).	126
Figura 4.118. Caso 7- tensão de pico entre bobinas da fase “a”.	126
Figura 4.119. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “a” (cabo de 20 m).	126
Figura 4.120. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “a” (cabo de 200 m).	127
Figura 4.121. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (cabo de 20 m).	127
Figura 4.122. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (cabo de 200 m).	127
Figura 4.123. Caso 7- tensão de pico entre espiras da fase “a”.	128
Figura 4.124. Caso 7- tensão de pico entre espiras da fase “b”	128
Figura 4.125. Caso 7- tensão de pico entre espiras da fase “c”	128
Figura 4.126. Caso 7 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “a”.	129
Figura 4.127. Caso 7 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “b”.	129
Figura 4.128. Caso 7 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “c”.	129
Figura A.1. Caso 1 - tensão entre espiras da fase “b” (0,05 μ s).	151
Figura A.2. Caso 1 - tensão entre espiras da fase “b” (5 μ s).	151
Figura A.3. Caso 1 - tensão entre espiras da fase “c” (0,05 μ s).	152
Figura A.4. Caso 1 - tensão entre espiras da fase “c” (5 μ s).	152
Figura A.5. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (0,05 μ s).	152
Figura A.6. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (5 μ s).	153
Figura A.7. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (0,05 μ s).	153
Figura A.8. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (5 μ s).	153

Figura A.9. Caso 2 - tensão entre espiras da fase “b”.	154
Figura A.10. Caso 2 - tensão entre espiras da fase “c”.	154
Figura A.11. Caso 2 - tensão entre espiras e terra da fase “b”.	154
Figura A.12. Caso 2 - tensão entre espiras e terra da fase “c”.	155
Figura A.13. Caso 4 - tensão entre espiras da fase “b”.	155
Figura A.14. Caso 4 - tensão entre espiras da fase “c”.	155
Figura A.15. Caso 4 - tensão entre espiras e terra da fase “b”.	156
Figura A.16. Caso 4 - tensão entre espiras e terra da fase “c”.	156
Figura A.17. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “b” (cabo de 20 m).	156
Figura A.18. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “b” (cabo de 200 m).	157
Figura A.19. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “c” (cabo de 20 m).	157
Figura A.20. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “c” (cabo de 200 m).	157
Figura A.21. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (cabo de 20 m).	158
Figura A.22. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (cabo de 200 m).	158
Figura A.23. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (cabo de 20 m).	158
Figura A.24. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (cabo de 200 m).	159
Figura A.25. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “b” (cabo de 20 m).	159
Figura A.26. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “b” (cabo de 200 m).	159
Figura A.27. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “c” (cabo de 20 m).	160
Figura A.28. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “c” (cabo de 200 m).	160
Figura A.29. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (cabo de 20 m).	160
Figura A.30. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (cabo de 200 m).	161
Figura A.31. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (cabo de 20 m).	161
Figura A.32. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (cabo de 200 m).	161
Figura B.1. Caso 1 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.	162
Figura B.2. Caso 2 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.	162
Figura B.3. Caso 3 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.	162
Figura B.4. Caso 4 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.	163
Figura B.5. Caso 5 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.	163
Figura B.6. Caso 6 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.	163
Figura B.7. Caso 7 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.	164
Figura C.1. Modelo dependente da frequência para o cabo.	165
Figura C.2. Geometria do cabo modelado.	166
Figura C.3. Excitação de uma das fases.	167
Figura C.4. Distribuição de campo magnético no cabo a) 60 Hz e b) 100 kHz.	167
Figura C.5. Distribuição de densidade de corrente no cabo para 60 Hz.	167
Figura C.6. Distribuição de corrente no cabo para 1 MHz.	168
Figura C.7. Distribuição das linhas de fluxo no cabo a) 60 Hz e b) 1 MHz.	168
Figura C.8. Simulação no Q2D Extractor do cabo (a) terra; (b) uma das fases.	169
Figura C.9. Distribuições no cabo (a) tensão; (b) campo elétrico.	169
Figura C.10. Resistência do cabo em função da frequência.	170
Figura C.11. Indutância do cabo em função da frequência.	170
Figura C.12. Capacitância do cabo em função da frequência.	170
Figura C.13. Condutância do cabo em função da frequência.	171

Figura C.14. Impedância série do cabo a) amplitude; b) ângulo.....	172
Figura C.15. Admitância shunt do cabo a) amplitude; b) ângulo.....	172
Figura D.1. Condutores excitados por fontes independentes [115].....	173

Lista de Tabelas

Tabela 1.1: Causas de falha em motores elétricos da indústria petroquímica [4].	2
Tabela 1.2: Causas de falha de origem elétrica em motores elétricos [5].	2
Tabela 3.1: Principais dados do motor modelado.	17
Tabela 3.2: Parâmetros usados para cálculo das capacitâncias.	29
Tabela 3.3: Valores de capacitância para a região da cabeça de bobina.	32
Tabela 3.4: Parâmetros usados para consideração das camadas.	33
Tabela 3.5: Parâmetros usados para consideração das camadas.	35
Tabela 3.6: Parâmetros usados para modelagem das perdas no núcleo.	46
Tabela 3.7: Parâmetros do modelo das cabeças de bobina.	48
Tabela 3.8: Parâmetros usados para modelagem das perdas no núcleo.	51
Tabela 3.9: Fatores de perdas do núcleo.	52
Tabela 3.10: Valores de capacitância para a região do núcleo do estator.	61
Tabela 3.11: Validação das capacitâncias para terra por bobina.	64
Tabela 4.1: Caso 1 – tensões máximas entre espiras.	87
Tabela 4.2: Caso 1 – tensões máximas entre espiras e terra.	87
Tabela 4.3: Caso 2 – tensões de pico entre espiras.	91
Tabela 4.4: Caso 2 – tensões de pico entre espiras e terra.	91
Tabela 4.5: Caso 3 – tensões de pico entre espiras (primeira bobina).	96
Tabela 4.6: Caso 3 – tensões de pico entre espiras e terra (primeira bobina).	97
Tabela 4.7: Caso 3 – tensões de pico entre espiras e terra.	98
Tabela 4.8: Parâmetros do modelo do anel de curto.	104
Tabela 4.9: Capacitâncias considerando o rotor.	106
Tabela 4.10: Caso 4 – tensões de pico entre espiras.	109
Tabela 4.11: Caso 4 – tensões de pico entre espiras e terra.	109
Tabela 4.12: Valor de pico e tempo de subida com o cabo a vazio.	111
Tabela 4.13: Valor de pico e tempo de subida considerando o motor.	114
Tabela 4.14: Caso 5 – tensões máximas entre espiras.	119
Tabela 4.15: Caso 5 – tensões máximas entre espiras e terra.	120
Tabela 4.16: Dados dos surtos utilizados nas simulações.	120
Tabela 4.17: Caso 6 – tensões de pico entre espiras.	123
Tabela 4.18: Caso 6 – tensões de pico entre espiras e terra.	123
Tabela 4.19: Valores típicos de capacitores de surto.	124
Tabela 4.20: Caso 7 - Valor de pico e tempo de subida.	125
Tabela 4.21: Caso 7 – tensões máximas entre espiras.	130
Tabela 4.22: Caso 7 – tensões máximas entre espiras e terra.	130
Tabela C.1: Principais dados do cabo modelado.	166
Tabela C.2: Validação da geometria do cabo.	166
Tabela C.3: Parâmetros usados para cálculo da impedância de circuito aberto.	168
Tabela C.4: Parâmetros do modelo do cabo.	171

Lista de símbolos

A	vetor potencial magnético
a	espessura do condutor individual da espira
b	altura do condutor individual da espira
B	densidade de fluxo magnético
B_i	i -ésima bobina do enrolamento
B_m	densidade máxima de fluxo magnético
c	velocidade da luz
C	capacitância entre espiras da máquina
cc	corrente contínua
$C_{cb(i-(i+1))}$	capacitância entre espiras na região das cabeças de bobina
C_i	capacitância da i -ésima espira para terra
C_{ib}	capacitância da i -ésima barra do rotor
$C_{i-(i+1)}$	capacitância entre espiras
$C_i - C_j$	capacitância mútua entres as espiras “ i ” e “ j ”
$C_{n(i-(i+1))}$	capacitância entre espiras na região do núcleo do estator
C_{pi}	i -ésima capacitância da admitância <i>shunt</i> do cabo
C_S	capacitância interna do <i>surge tester</i>
C_T	capacitância equivalente da espira
$[C_0]$	matriz de capacitâncias considerando vácuo como meio isolante
d	espessura da chapa magnética
dv/dt	taxa de variação da tensão
E	intensidade de campo elétrico
$E_{i,j}$	elemento da linha “ i ” e coluna “ j ” da matriz de capacitâncias
f	frequência
FFT	Transformada Rápida de Fourier (do inglês <i>Fast Fourier Transform</i>)
$f_{max\pi}$	frequência máxima capturada por cada circuito π
H	intensidade de campo magnético
$[I]$	matriz identidade
J_s	densidade de corrente
k	fator de correção da indutância da cabeça de bobina

k_a	coeficiente de perdas adicionais
k_c	coeficiente de perdas parasitas
k_h	coeficiente de perdas por histerese
L	indutância equivalente da espira
$[L]$	matriz de indutâncias
L_{ac-si}	i-ésima indutância do modelo dependente da frequência do anel de curto
l_{cb}	comprimento da espira na região das cabeças de bobina
L_{cb}	indutância da cabeça de bobina calculada analiticamente
L_{cb-si}	i-ésima indutância do modelo dependente da frequência na cabeça de bobina
L_i	indutância da i-ésima espira
$L_i - L_j$	indutância mútua entres as espiras “i” e “j”
L_{si}	i-ésima indutância da impedância série do cabo
l_T	comprimento médio da espira
L_T	indutância equivalente da espira
l_π	comprimento de cada circuito π
<i>MEF</i>	Método dos Elementos Finitos
<i>MTLT</i>	Teoria de Linhas de Transmissão de Múltiplos Condutores (do inglês <i>Multiconductor Transmission Line Theory</i>)
n	número de espiras de cada bobina
n_0	constante usada para cálculo da condutividade da camada de alívio de campo
P	perdas no núcleo magnético
P_a	perdas adicionais no núcleo
P_c	perdas no núcleo por correntes parasitas
P_h	perdas no núcleo por histerese
<i>PWM</i>	Modulação por Largura de Pulso (do inglês <i>Pulse Width Modulation</i>)
R_{ac-si}	i-ésima resistência do modelo dependente da frequência do anel de curto
R_{cb}	resistência da cabeça de bobina
R_{cb-si}	i-ésima resistência do modelo dependente da frequência na cabeça de bobina
R_i	resistência da i-ésima espira
$R_i - R_j$	resistência mútua entres as espiras “i” e “j”
R_{pi}	i-ésima condutância da admitância <i>shunt</i> do cabo
R_S	resistência interna do <i>surge tester</i>
R_{si}	i-ésima resistência da impedância série do cabo

S	chave do <i>Surge Tester</i>
t_B	tempo de propagação do surto em uma bobina
t_E	tempo de propagação do surto em uma espira
TEM	modo eletromagnético transversal (do inglês <i>Transversal Electromagnetic Model</i>)
T_i	Parcela da espira localizada na região do núcleo do estator
t_s	tempo de subida do surto aplicado (<i>rise time</i>)
V	tensão elétrica
V_{Bi}	tensão na i -ésima bobina do enrolamento
V_{cc}	componente “cc” do surto aplicado
v_p	velocidade de propagação do surto
V_P	tensão de pico do surto aplicado
α	constante usada para cálculo da condutividade da camada de alívio de campo
δ	profundidade de penetração da corrente no condutor
ε	permissividade dielétrica
ε_r	permissividade relativa da isolamento
ε_0	permissividade dielétrica do vácuo
μ	permeabilidade magnética
μ_0	permeabilidade magnética do vácuo
ρ	densidade volumétrica de carga
ρ_v	densidade volumétrica de carga
σ	condutividade elétrica
σ_0	condutividade elétrica da camada de alívio de campo para campo elétrico nulo
\mathfrak{v}	vetor velocidade dos condutores em relação ao campo magnético
ν	relutividade magnética
φ	fluxo magnético.
\emptyset	fluxo elétrico
ω	frequência angular da fonte de alimentação

Capítulo 1

1 INTRODUÇÃO

Os enrolamentos do estator de máquinas elétricas podem estar sujeitos a sobretensões devido a vários eventos transitórios, dos quais podem ser citados, chaveamento PWM (*Pulse Width Modulation*) de conversores de frequência, descargas atmosféricas, chaveamento de disjuntores e faltas à terra intermitentes [1]. Os primeiros estudos que investigaram os fenômenos transitórios em máquinas elétricas estavam relacionados ao fechamento sequencial dos polos dos disjuntores durante a energização de motores [2] e reignições causadas pela interrupção da corrente de partida de motores por disjuntores a vácuo [3]. Com a evolução dos dispositivos de eletrônica de potência, o acionamento de motores de indução via conversores com chaveamento do tipo PWM se tornou muito comum. Devido ao trem de pulsos com baixo tempo de subida presente neste tipo de chaveamento, as máquinas elétricas ficam submetidas a sobretensões. Assim, as sobretensões causadas por pulsos provenientes destes conversores PWM se tornaram um grande motivador para os estudos de sobretensões transitórias em máquinas elétricas.

De maneira geral, os estudos de sobretensões em máquinas elétricas podem ser divididos, simplificadamente, em função do enfoque desejado: 1) foco na tensão terminal da máquina; e 2) foco na distribuição interna, ou seja, a tensão entre bobinas e entre espiras. Com relação ao estudo da tensão terminal da máquina, muitos trabalhos são encontrados na literatura, principalmente para motores alimentados por conversores de frequência. Por outro lado, para estudos com o enfoque na distribuição de tensão interna nos enrolamentos do estator de máquinas elétricas, existe a tratativa para máquinas com enrolamentos randômicos (*mush* ou *random winding coils*), os quais são aplicados a máquinas menores de baixa tensão, e pré-formados (*form wound coils*), que são mais comuns em máquinas de média tensão de maior porte [1].

1.1 Motivação

Máquinas elétricas estão sujeitas a falhas que, de uma maneira geral, podem ser de origem elétrica e mecânica. Em [4] são apresentadas as causas de falha em motores elétricos na indústria petroquímica, conforme apresentado na Tabela 1.1.

De acordo com a Tabela 1.1 percebe-se que uma grande parcela de causa de falhas está relacionada ao estator da máquina, totalizando 24,8%. Além disso, em outro trabalho [5] são também apresentadas as causas de falhas de motores elétricos em indústrias de modo geral. Na Tabela 1.2 são mostrados os resultados com enfoque nas causas de origem elétrica.

Tabela 1.1: Causas de falha em motores elétricos da indústria petroquímica [4].

Componente	Falha [%]
Mancais	51,6
Enrolamento do Estator	24,8
Rotor (barras/anéis)	6
Eixo ou acoplamento	3,2
Dispositivo Externo	13,6
Outros	0,8

Tabela 1.2: Causas de falha de origem elétrica em motores elétricos [5].

Componente	Falha [%]
Isolação principal do estator	23,0
Isolação entre espiras	4,0
Núcleo	3,0
Amarrações	1,0
Gaiola	5,0
Total	36,0

Conforme apresentado na Tabela 1.2 percebe-se uma porcentagem de falha de 23% na isolação principal do enrolamento do estator e 4% na isolação entre espiras. Logo, a partir das tabelas anteriores nota-se que as isolações da máquina são componentes com alta porcentagem de falha. Deste modo, o estudo das sobretensões transitórias nos enrolamentos do estator de máquinas elétricas é um assunto importante e que merece atenção, pois para que o projeto seja otimizado, e garanta o funcionamento correto da máquina durante o período de vida útil esperado, é necessário conhecer as condições que o equipamento será imposto em seu local de operação. As sobretensões transitórias estressam as isolações principal e entre espiras. Normalmente, as sobretensões levam à falha da isolação entre espiras o que pode, posteriormente, levar à falha da isolação principal [6].

Além disso, em máquinas elétricas de média tensão é comum o uso de capacitores de surto conectados em seus terminais com o intuito de protegê-las em caso de eventuais sobretensões transitórias provenientes do sistema elétrico. Normalmente, percebe-se o uso de capacitores de surto com capacitâncias de mesmo valor, independentemente do tamanho (potência nominal) e da aplicação da máquina (motor ou gerador). Todavia, existem algumas desvantagens em razão do uso de tais capacitores, das quais podem ser citadas, aumento da corrente capacitiva de falta à terra, maior dificuldade em realização de testes na máquina (por exemplo, descargas parciais e medição da resistência de isolamento), o capacitor é mais um componente sujeito a falhas [7] e requer mais espaço na caixa terminal da máquina [8]. Uma pesquisa bibliográfica sobre o tema de proteção de máquinas de corrente alternada contra surtos pode ser encontrada em [9], indicando os principais trabalhos relacionados ao uso de capacitores de surto, os quais são discutidos e considerados em um dos casos simulados neste trabalho.

Logo, a fim de obter as distribuições de tensão internamente à máquina, bem como, verificar a real necessidade dos capacitores de surto ou obter um valor ótimo de capacitância que leve em conta as características da máquina e onde ela será instalada, são necessários modelos que permitam estudar adequadamente o comportamento das tensões entre espiras e entre bobinas durante o regime transitório.

1.2 Objetivos

Neste contexto, considerando o tema de distribuição de tensão em enrolamentos do estator de uma máquina elétrica, este trabalho tem por objetivo estudar as sobretensões transitórias que ocorrem internamente a um motor composto por bobinas pré-formadas, cujo tamanho (potência e tensão) não é comumente encontrado na literatura. As tensões entre bobinas e entre espiras são obtidas por meio de simulações numéricas utilizando um modelo em que as equações de campo magnético transitório e elementos de circuito elétrico (indutâncias, capacitâncias e resistências) são acoplados usando o Método dos Elementos Finitos (MEF), cuja ideia foi apresentada, mas não totalmente explorada, em [10]. O modelo utilizado não necessita de medições e, portanto, permite que as sobretensões transitórias sejam estudadas ainda na etapa de projeto da máquina.

A metodologia usa o método dos elementos finitos para obter os parâmetros de circuito e realizar as simulações transitórias. Desta forma, é possível avaliar a influência de diversos parâmetros/componentes na distribuição de tensão transitória. São avaliadas as influências do tempo de subida e do tipo (forma de onda) do surto aplicado, das cabeças de bobina, do número de bobinas do modelo utilizado, do rotor, do cabo alimentador e do capacitor de surto.

1.3 Escopo do trabalho

Este trabalho está dividido em 5 capítulos principais, sendo uma descrição resumida de cada um deles apresentada em sequência.

No Capítulo 1 é apresentada uma introdução geral do tema de distribuição de tensão transitória em enrolamentos de máquinas elétricas, bem como, a motivação e os objetivos principais do trabalho. Além disso, são também listadas as publicações geradas a partir da pesquisa abordada nesta tese.

No Capítulo 2, uma revisão bibliográfica acerca do assunto é detalhada. O capítulo apresenta uma breve teoria acerca do isolamento de motores de média tensão e uma maneira simplificada para se entender a distribuição de tensão interna à máquina usando analogia com propagação de ondas em linhas de transmissão. Em seguida, são apresentados os principais métodos encontrados na literatura para obtenção das

sobretensões transitórias em enrolamentos de máquinas elétricas. Posteriormente, uma revisão bibliográfica das formas de cálculo dos parâmetros elétricos da máquina (capacitância, indutância e resistência) para estudos transitórios, os quais são usados na maior parte dos modelos para obtenção das tensões transitórias, é apresentada. Além disso, é apresentada uma discussão sobre qual bobina e qual espira dentro do enrolamento apresentam as maiores sobretensões. Por fim, o número de bobinas usado nos modelos mais comuns para se estudar sobretensões transitórias é comparado.

No Capítulo 3, a modelagem utilizada no trabalho é apresentada em detalhes, a qual, basicamente, consiste em, inicialmente, construir o modelo do motor usando uma geometria 2D para o núcleo do estator e uma geometria 3D para as cabeças de bobina. Em seguida, os parâmetros de circuito necessários para a simulação transitória são obtidos com auxílio do pacote computacional *Ansys Maxwell*. Além disso, nesta mesma etapa, a influência da frequência nos parâmetros elétricos para as regiões das cabeças de bobina e do núcleo do estator é avaliada. Ainda neste mesmo capítulo, a validação prática do modelo é feita comparando-se as capacitâncias para terra e a resposta transitória calculadas com aquelas obtidas experimentalmente.

No Capítulo 4, os resultados obtidos são apresentados e discutidos. Como simulações são mostradas as tensões entre bobinas, entre bobinas e terra, entre espiras e entre espiras e terra para algumas variações no modelo original, as quais incluem, verificação das influências do rotor, das cabeças de bobina, do tempo de subida e do formato do surto aplicado, do número de bobinas considerado e da presença do cabo alimentador e do capacitor de surto.

No Capítulo 5, as principais conclusões para cada caso avaliado são apresentadas e discutidas, bem como, as principais contribuições do trabalho são enumeradas. Por fim, são listadas as sugestões de trabalhos futuros.

1.4 Publicações

A seguir, são listados os trabalhos publicados que tiveram como fundamento a pesquisa desta tese [11]- [16]:

- a) R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, “Transient Voltage Distribution in Induction Motor Stator Windings Using Finite Elements Method,” IECON 2018 - 44th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, Washington, DC, 2018, pp. 737-742.
- b) R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, “End-Windings Influence in the Transient Voltage Distribution in Electrical Machine Windings Using Finite Elements Method,” 2019 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC), San Diego, CA, USA, 2019, pp. 468-475.

- c) R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, "End-Windings Modeling to Study Transient Voltage Distribution in Machine Stator Windings Using Finite Elements Method," 2019 International Conference on Power System Transients (IPST), Perpignan, France, 2019.
- d) R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, "Analysis of Turn-to-Turn Voltage Distribution in Electrical Machine Windings," vol 19 no 02, pp 260 268 February, 2021.
- e) R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, "Analysis of End-Windings Influence on the Transient Voltage Distribution in Machine Stator Windings by a Three-Phase Model," in IEEE Transactions on Energy Conversion, doi: 10.1109/TEC.2020.3037453.
- f) R. S. Ferreira, A. C. Ferreira, "Transient model to study voltage distribution in electrical machine windings considering the rotor", Electric Power Systems Research, Volume 195, 2021, doi: 10.1016/j.epsr.2021.107155.

Capítulo 2

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta uma breve teoria acerca do isolamento de motores de média tensão e uma maneira simplificada para se entender a distribuição de tensão interna à máquina usando analogia com propagação de ondas em linhas de transmissão. São também apresentados os principais métodos encontrados na literatura para a obtenção das sobretensões transitórias em enrolamentos de máquinas elétricas rotativas. Posteriormente, uma revisão bibliográfica das formas de cálculo dos parâmetros elétricos da máquina utilizados nos estudos transitórios é apresentada. Em seguida, discute-se sobre qual bobina e qual espira ficam submetidas às maiores sobretensões. Finalmente, o número de bobinas usado nos modelos mais comuns para se estudar sobretensões transitórias é comparado.

2.1 Isolamento de máquinas de média tensão

Nos enrolamentos do estator de máquinas elétricas acima de 1000 V são usualmente usadas bobinas pré-formadas (*form-wound coils*), as quais são montadas antes da inserção nas ranhuras do estator [1]. Durante a formação da bobina, são utilizadas diferentes isolações, as quais além de isolar os condutores do núcleo que é aterrado apresentam outras funções específicas. A Figura 2.1 mostra a seção transversal de uma bobina evidenciando as diferentes isolações existentes.

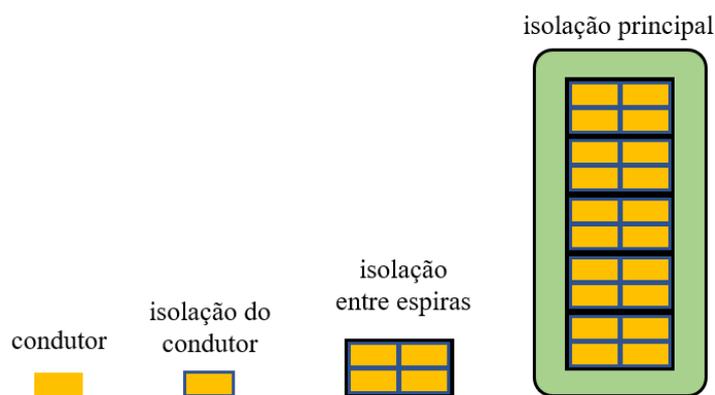


Figura 2.1: Seção transversal de uma bobina pré-formada.

A função básica de cada uma destas isolações pode, simplificada, ser resumida em [1]:

- isolação do condutor: reduzir o efeito pelicular e facilitar a dobra mecânica dos condutores durante a formação da bobina;

- isolamento entre espiras: evitar curto-circuito entre as espiras;
- isolamento principal (*main wall* ou *groundwall insulation*): isolar o condutor energizado do núcleo do estator aterrado.

Apesar de haver, em teoria, a separação dos três tipos de isolamento apresentados na Figura 2.1, em máquinas mais novas é comum a prática de não haver a isolamento entre as espiras e, portanto, neste caso as espiras são isoladas pela própria isolamento dos condutores, como é o caso da máquina usada neste trabalho, conforme apresentado mais adiante. Neste sentido, para o motor usado neste trabalho é utilizado o termo isolamento entre espiras para se referir à isolamento entre os condutores, tendo em vista que a isolamento é usada para as duas funções, isolar os condutores e espiras.

Adicionalmente às isolações, são adicionadas duas camadas principais nas bobinas, a camada semicondutiva e a camada de *stress grading* (ou camada de alívio de campo). A camada semicondutiva tem por objetivo assegurar que haja um valor reduzido de tensão entre o condutor e o núcleo do estator [17], tendo em vista que, caso haja um espaço de ar entre o núcleo aterrado e a isolamento principal, pode haver a ocorrência de descargas parciais [18]. Já a camada de alívio de campo visa uniformizar o campo elétrico no ponto de saída das bobinas das ranhuras. Um esquema das camadas pode ser visto na Figura 2.2.

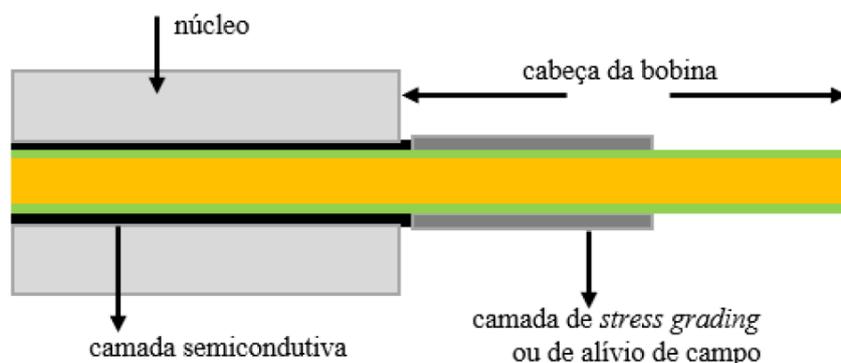


Figura 2.2: Esquema de camadas em uma bobina pré-formada [19].

A camada semicondutiva pode ser considerada como sendo condutora, no entanto, sua condutividade normalmente é limitada a fim de evitar curto-circuito entre as chapas magnéticas do estator, o que poderia levar a aquecimento excessivo no núcleo. Por outro lado, na camada de alívio de campo é adicionado carbeto de silício, o qual apresenta uma característica não linear da tensão *versus* corrente, sendo que para maiores valores de tensão maior a condutividade do material [1].

É importante notar que a camada semicondutiva existe ao longo de toda a extensão do núcleo do estator e se estende em direção às cabeças de bobina por alguns centímetros. Além disso, existe uma sobreposição entre as camadas a fim de garantir o efetivo contato entre elas [1]. Essas são importantes características de máquinas de média tensão que

influenciam no cálculo das capacitâncias entre espiras e terra, conforme mostrado mais à frente, pois permite que parte das cabeças de bobina estejam aterradas.

2.2 Distribuição interna de tensões transitórias

A distribuição de tensão transitória internamente à máquina pode ser entendida, de forma aproximada e simplificada, pela analogia com a teoria de propagação de ondas aplicada a linhas de transmissão, considerando que os enrolamentos do estator da máquina são compostos por várias bobinas que por sua vez possuem várias espiras em série, que implica em um grande comprimento de condutores elétricos. A Figura 2.3 apresenta um esquema de bobinas em série, que tem como intuito apresentar os conceitos relacionados à propagação de ondas, que podem ser aplicados para explicar as tensões que surgem entre bobinas, entre espiras e entre bobinas e a terra, tal como apresentado em [20].

A figura mostra as quatro primeiras bobinas de um motor conectadas em série ($B_1 \dots B_4$) e na extremidade da primeira bobina (*line-end coil*) é aplicado um surto de tensão do tipo rampa com tempo de subida t_s . As tensões entre bobina e terra são denominadas na figura por $V_{B1} \dots V_{B4}$, sendo V_{B1} a tensão entre a bobina B_1 e terra, e assim sucessivamente. O tempo que o surto leva para se propagar em uma bobina e em uma espira é indicado por t_B e t_E , respectivamente, sendo considerado igual para todas as bobinas e espiras.

Inicialmente, a tensão em todas as bobinas é nula (neste trabalho não é considerada a modelagem do aterramento e, portanto, a tensão pode ser entendida como diferença de potencial, visto que o núcleo do motor, o qual é aterrado, sempre estará no potencial de 0 V). Todavia, após ser aplicado aos terminais da máquina, o surto inicia a propagação, e a tensão V_{B1} cresce com a taxa de variação do surto aplicado, e após o tempo t_B o surto atinge o final da bobina B_1 . A tensão sobre a bobina B_1 é determinada pela diferença entre as tensões V_{B1} e V_{B2} , que são, respectivamente, as tensões entre as bobinas, B_1 e B_2 , e terra. Assim, no início da propagação do surto, a tensão na bobina B_1 é igual à tensão V_{B1} , uma vez que V_{B2} é zero. No entanto, quando o surto chega no início da bobina B_2 a tensão V_{B2} não é mais nula e, por consequência, a diferença $V_{B1}-V_{B2}$ passa a ser constante, uma vez que V_{B1} e V_{B2} crescem na mesma proporção, cuja taxa de crescimento é função do tempo de subida do surto aplicado. Quando um período igual ao tempo de subida do surto aplicado é atingido, a tensão na bobina B_1 para terra passa ser constante, no entanto, a tensão na bobina B_2 para terra continua a crescer e, assim, a tensão sobre a bobina B_1 decresce até o surto chegar ao final da bobina B_2 e, então, a tensão V_{B2} passa a ter amplitude igual à do surto aplicado e a tensão sobre a bobina B_1 é nula. As tensões nas outras bobinas para terra são obtidas da mesma forma, ou seja, deixam de ser nulas após o tempo necessário para o surto percorrer todas as bobinas anteriores e, posteriormente, crescem a uma taxa de variação de acordo com o tempo de subida do surto aplicado,

atingindo o valor máximo após percorrido o tempo t_B , que é a própria amplitude do surto aplicado.

As tensões entre as demais bobinas são obtidas pela diferença das tensões entre bobinas e terra tal como explicado para a bobina B_1 . As tensões entre espiras são obtidas de maneira similar às tensões entre bobinas, apenas substituindo o tempo de propagação na bobina pelo tempo de propagação do surto pela espira (t_E) que, simplificada, pode ser considerado como sendo igual a t_B/n_{ESP} , em que n_{ESP} é o número de espiras de cada bobina.

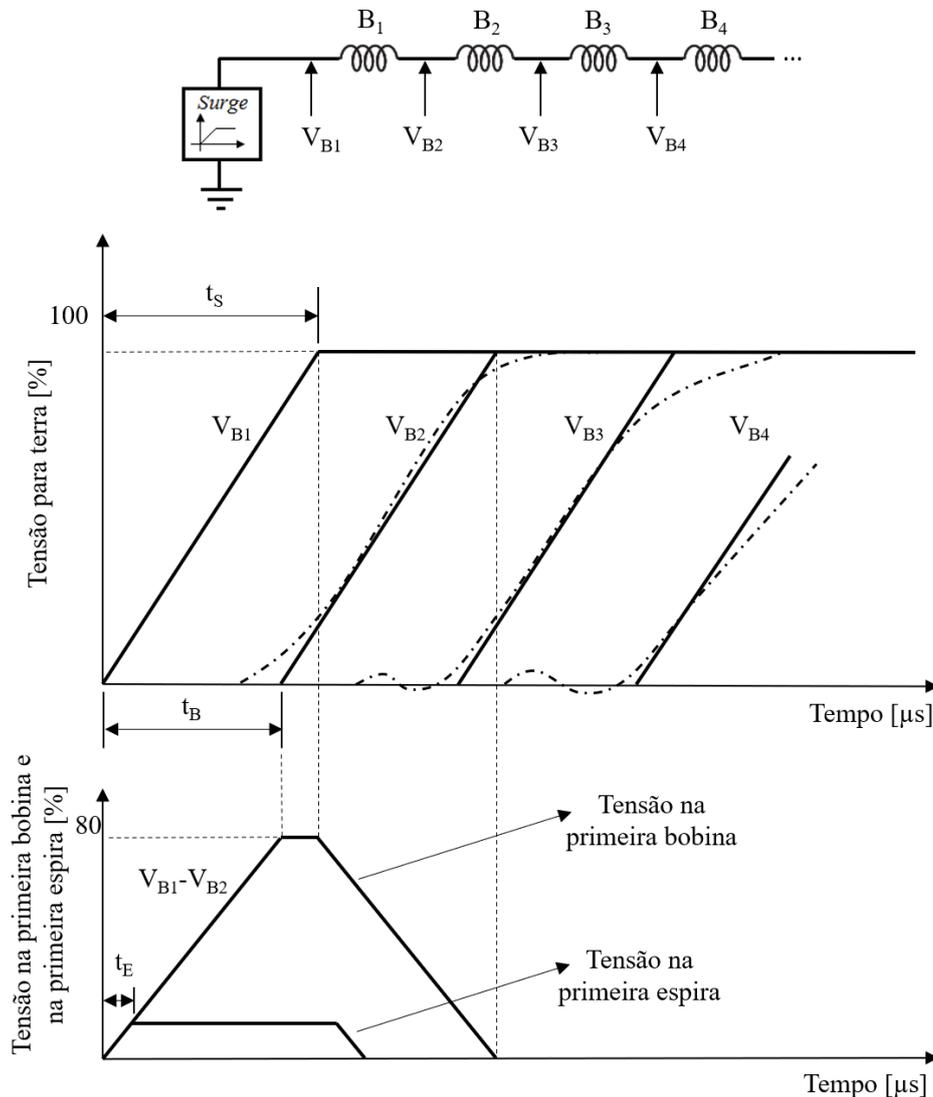


Figura 2.3: Teoria de propagação de ondas aplicada a máquinas elétricas [20].

Na prática, são observadas oscilações, tal como apresentado nas curvas tracejadas da Figura 2.3 e, além disso, existe o amortecimento causado pelo efeito resistivo da máquina, bem como as reflexões existentes devido à diferença de impedâncias em cada junção, seja internamente na bobina (entre as regiões do núcleo do estator e cabeças de bobina) ou no ponto de conexão do neutro da máquina (para máquinas conectadas em

estrela). Mesmo assim, por meio desta análise simplificada é possível perceber que, quanto menor o tempo de subida do surto aplicado, maior é a sobretensão nas bobinas e, para o caso crítico em que $t_B = t_S$, a tensão na primeira bobina atinge a amplitude da tensão aplicada. Em casos reais, a tensão na primeira bobina pode chegar a valores superiores à amplitude da tensão aplicada para tempos de subida extremamente pequenos [20].

2.3 Métodos de obtenção das tensões transitórias

Os estudos de sobretensões em máquinas elétricas são divididos em dois grupos principais em função do enfoque desejado, ou seja, na tensão terminal ou na distribuição de tensão internamente à máquina. A distribuição interna na máquina está relacionada com as tensões entre espiras e entre bobinas e são importantes para verificação da adequabilidade das isolações principal e entre espiras durante o projeto do equipamento.

Em se tratando da tensão terminal o principal objetivo é obter a forma de onda da tensão que aparece nos terminais da máquina em caso de um surto de tensão proveniente dos cabos de alimentação. Alguns estudos anteriores [21]-[23] apresentaram modelos de circuitos elétricos equivalentes com parâmetros concentrados usando a resposta em frequência da impedância terminal dos motores. Estes modelos levam em conta a alta frequência do surto aplicado ao motor, e são usados para simular as sobretensões nos terminais do motor, especialmente, quando um conversor de frequência com chaveamento PWM é usado. Em [24] a técnica de *Vector Fitting* [25] é usada para obter um circuito equivalente via síntese da resposta em frequência medida. Além disso, são apresentados resultados da tensão de modo comum, bem como a corrente nos enrolamentos do motor em função da taxa de variação de tensão (dv/dt) de alimentação.

Com relação à distribuição de tensão internamente à máquina, os estudos são apresentados para máquinas com bobinas pré-formadas e com bobinas randômicas, sendo estes normalmente relacionados a motores de baixa tensão. Referências relacionadas a bobinas randômicas podem ser encontradas em [26]-[32]. Estes trabalhos estudam a distribuição de tensão em motores de pequeno porte comparando resultados de simulação dos modelos apresentados com medições experimentais.

Em se tratando de enrolamentos pré-formados, o foco principal deste trabalho, os quais estão associadas a máquinas de maior porte, existem trabalhos que apresentam medições e/ou modelos de simulação para distribuição de tensão entre espiras e entre bobinas. Os principais modelos de simulação usam circuitos equivalentes com parâmetros concentrados ou a teoria de linhas de transmissão de múltiplos condutores (MTLT do inglês *Multiconductor Transmission Line Theory*) [6][33].

A teoria de linhas de transmissão de múltiplos condutores aplicada a máquinas elétricas, consiste basicamente em dividir as partes do motor em diferentes regiões,

núcleo e cabeças de bobina, sendo cada espira um condutor do modelo da linha de transmissão. Na Figura 2.4 é mostrado um esquema dos enrolamentos do estator de uma máquina cuja divisão entre núcleo e cabeças de bobina é evidenciada.

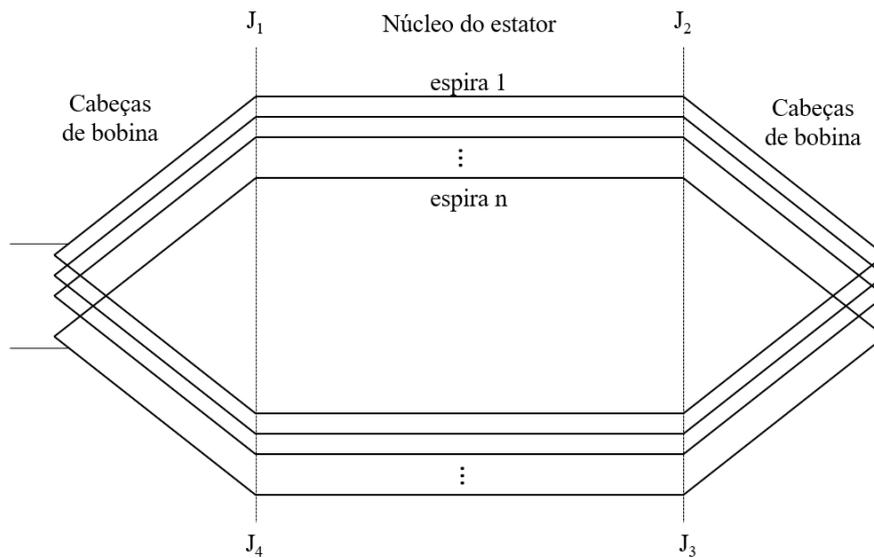


Figura 2.4: Regiões de uma bobina.

É possível notar que o núcleo do estator e as cabeças de bobina estão conectados por junções denominadas na figura $J_1 \dots J_4$, sendo que em cada uma destas junções existem descontinuidades devido à diferença dos parâmetros elétricos da máquina, uma vez que no núcleo do estator as espiras são envolvidas por material magnético e nas cabeças de bobina por ar. Na Figura 2.5 é mostrado o esquema equivalente da linha de transmissão de múltiplos condutores a partir do esquema mostrado na Figura 2.4.

Conforme pode ser visto na Figura 2.5, cada espira representa um condutor da linha de transmissão e para cada uma delas há 4 descontinuidades, que são as junções existentes. Diferentemente de uma linha de transmissão, no enrolamento do estator os condutores estão conectados uns aos outros devido à conexão em série das espiras. No entanto, esta característica é facilmente implementada nos modelos considerando que há uma impedância extremamente pequena conectando as espiras.

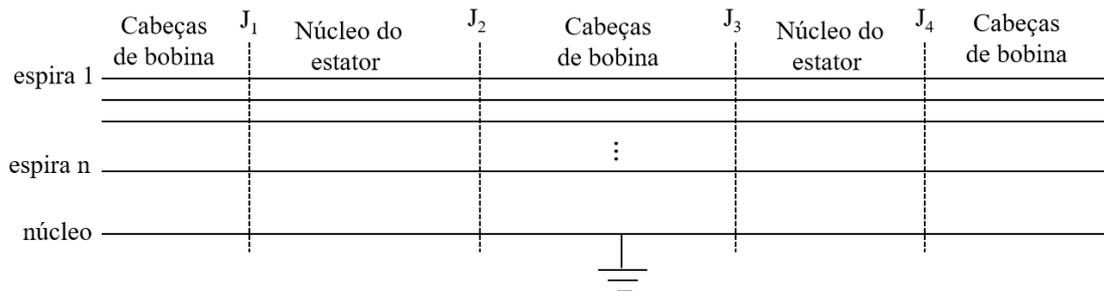


Figura 2.5: Modelo de linha de transmissão de múltiplos condutores.

Portanto, usando a MTLT para se obter as tensões entre espiras, é usado um método de solução de linhas transmissão em que é possível obter as tensões entre os condutores. No entanto, essa solução é feita desde que os parâmetros elétricos, indutância, resistência e capacitância, em função da frequência, sejam conhecidos (geralmente a condutância é desprezada). Assim, normalmente, o que diferencia um método de outro é a forma de solução das equações básicas da teoria de linhas de transmissão.

A seguir são apresentadas descrições mais detalhadas de alguns dos principais trabalhos encontrados na literatura para a obtenção das tensões transitórias em enrolamentos pré-formados.

No artigo [34] é usado um modelo de parâmetros concentrados em que cada bobina é representada por um circuito equivalente que inclui resistências e indutâncias para as espiras, capacitâncias e condutâncias das espiras para terra, bem como, capacitâncias, indutâncias e condutâncias mútuas entre espiras. O enrolamento é tratado como bobinas idênticas conectadas em série.

Em [20] resultados de medições de tensões entre bobinas e entre espiras são apresentados. Os resultados de medição das sobretensões entre espiras e entre bobinas se referem a um motor de grande porte (6,6 kV/1,64 MW). Foi verificada a influência do tempo de subida do surto, bem como, apresentadas soluções para redução das sobretensões por meio do uso de indutores série na saída do disjuntor e de capacitores *shunt* nos terminais do motor (conhecidos como capacitores de surto). Os impulsos aplicados foram definidos com base nos resultados de um trabalho anterior em que se verificaram impulsos severos em caso do fechamento do segundo polo do disjuntor [2][35]. Adicionalmente, foram relatados resultados de testes com a bobina isolada, ou seja, não conectada em série com as outras bobinas do motor.

Em um outro trabalho [36] a tensão entre espiras é calculada utilizando a teoria de linhas de transmissão de múltiplos condutores, sendo as junções destas linhas analisadas usando o conceito de matriz dispersa (*scatter matrix*). A matriz dispersa relaciona as tensões refletidas e incidentes em cada junção da linha de transmissão de múltiplos condutores. No artigo, a matriz dispersa é apresentada considerando e desconsiderando as perdas da linha. Adicionalmente, são feitas medições da tensão entre espiras para diferentes números de bobinas conectadas em série. O artigo sugere que para obtenção da distribuição de tensão na bobina mais próxima da alimentação (*line-end*) é necessária a modelagem de apenas algumas bobinas em série, ou seja, não é necessário modelar todas as bobinas.

O trabalho [37] apresenta três diferentes métodos de simulação para prever a magnitude das sobretensões transitórias no estator de máquinas elétricas. Os métodos têm como base a teoria de linhas de transmissão de múltiplos condutores. As ondas incidentes e refletidas em cada junção das linhas de transmissão de múltiplos condutores são “conectadas” via matriz dispersa. Os resultados de simulação da tensão entre espiras para os três modelos apresentados são comparados com medições.

Em [38] é apresentada a medição da distribuição de tensão em bobinas com enrolamentos pré-formados em um motor de grande porte. São mostrados resultados das distribuições de tensão entre bobinas e das bobinas para terra. Os resultados de medição são comparados com aqueles obtidos por simulação, cujo modelo utiliza um circuito equivalente de parâmetros concentrados, os quais são obtidos pelo método dos elementos finitos. Os resultados das medições e de simulações apresentaram relativa conformidade em termos da amplitude, no entanto, a frequência e o amortecimento das sobretensões apresentaram um maior desvio.

Em um recente trabalho [39] um modelo de linha de transmissão não uniforme é usado para prever a sobretensão em uma bobina alimentada por um cabo elétrico, para diferentes valores de tempos de subida e comprimentos de cabo. O modelo teórico usa a conexão em cascata de matrizes de impedância, correspondendo às regiões da bobina (núcleo e cabeça de bobina), as quais são obtidas no domínio da frequência, sendo a resposta temporal obtida via transformada numérica de Laplace [40][41]. Os parâmetros da bobina são obtidos via método dos elementos finitos. Um arranjo prático com uma bobina, cabo de alimentação e uma resistência, representando as demais bobinas do motor, é montado para comparar as medições com os resultados de simulação.

Na maioria dos modelos normalmente utilizados para a obtenção da distribuição de tensão interna à máquina, é necessário conhecer seus parâmetros elétricos (capacitância, resistência e indutância) em função da frequência. Assim, na próxima seção é apresentada uma breve revisão bibliográfica acerca de como tais parâmetros são comumente obtidos.

Vale a pena ressaltar que não foram encontrados na literatura modelos e medições que consideram o rotor nas análises para motores de grande porte. Assim, neste trabalho o rotor também não é considerado na maioria dos casos simulados. No entanto, é apresentada uma proposta de modelagem e um caso que mostra a influência do rotor nas tensões transitórias.

2.4 Obtenção dos parâmetros elétricos

Em se tratando dos parâmetros do estator de máquinas elétricas para estudos de alta frequência, os trabalhos encontrados na literatura, em geral, usam duas formas para obtê-los, analiticamente ou via método dos elementos finitos.

Em [42] equações analíticas são apresentadas para se obter os parâmetros do modelo do circuito equivalente apresentado. O principal objetivo daquele trabalho é estudar tensões transitórias nos enrolamentos de motores devido ao chaveamento do disjuntor durante a energização do motor. Para o cálculo da indutância, as equações consideram as regiões das cabeças de bobina e do núcleo do estator, levando em conta a penetração do fluxo magnético no ar e no material magnético, respectivamente. As capacitâncias são calculadas somente para a região do núcleo do estator considerando os

condutores como placas paralelas. Em relação à região das cabeças de bobina, as indutâncias são calculadas conforme apresentado em [43], as quais são definidas usando uma função de vetor potencial considerando as bobinas como trechos retos conectados em série.

Em outro trabalho [45], os parâmetros de um motor de indução em função da frequência são calculados usando o método dos elementos finitos usando uma geometria 2D. O modelo considera os efeitos pelicular e de proximidade, bem como a barreira imposta pelo núcleo do estator para penetração do fluxo magnético. A indutância das cabeças de bobina é calculada aproximando a geometria real da bobina nesta região por um semi-toróide.

Adicionalmente, em [38] os parâmetros do circuito elétrico equivalente são calculados também usando MEF. A resistência e indutância são calculadas de acordo com o tempo de subida do surto aplicado. Para as simulações foi usado um modelo que considera as regiões do núcleo do estator e das cabeças de bobina separadamente. No entanto, não foram apresentados muitos detalhes sobre as simulações via método dos elementos finitos para obtenção dos parâmetros em cada região.

Ainda usando simulações via MEF para uma geometria 2D, em [39] os parâmetros são calculados para uma única bobina em ambas as regiões, núcleo do estator e cabeças de bobina. A modelagem considera a barreira imposta pelo material ao fluxo magnético para calcular os parâmetros na região do núcleo do estator e, sem esta consideração, para a região das cabeças de bobina.

Além disso, quando a teoria de linhas de transmissão de múltiplos condutores é usada, é comum calcular a matriz de capacitâncias por algum método específico, como, por exemplo, a aproximação por placas paralelas ou via MEF. Posteriormente, a matriz de indutâncias é obtida por meio da consideração que a propagação da onda eletromagnética em máquinas elétricas é transversal (TEM) e, portanto, pode ser calculada por [46][47]:

$$[L] \cdot [C_0] = \mu_0 \cdot \epsilon_0 \cdot [I] \quad (2.1)$$

sendo μ_0 a permeabilidade magnética do vácuo, ϵ_0 a permissividade dielétrica do vácuo, $[L]$ a matriz de indutâncias, $[C_0]$ a matriz de capacitâncias considerando o vácuo como meio isolante e $[I]$ a matriz identidade.

Por fim, em [48] são apresentados resultados de medição dos parâmetros elétricos de um motor de grande porte para uma faixa de frequência de 100 Hz e 10 MHz. São consideradas medições para espiras em diferentes posições nas bobinas, de bobinas completas e de todas as bobinas de uma fase do enrolamento.

2.5 Localização das maiores sobretensões

Em condição normal de operação, isto é, sob alimentação com frequência nominal, as tensões entre espiras e entre bobinas são uniformemente distribuídas, ou seja, apresentam amplitude e frequência de oscilação similares. No entanto, em condição de surtos transitórios esta distribuição passa ser não uniforme. Assim, surge como questionamento em qual bobina e em qual espira são observadas as maiores sobretensões.

Com relação às bobinas, há comum acordo na literatura que a bobina conectada aos terminais da máquina, ou seja a bobina terminal, é a que fica submetida à maior sobretensão transitória, como pode ser observado em [20] e [38].

No entanto, em se tratando da tensão entre espiras, não existe este consenso na literatura, pois existem trabalhos que indicam que as tensões entre espiras são uniformemente distribuídas, outros apontam que a primeira espira é a que fica submetida à maior sobretensão, enquanto há modelos clássicos que mostram que a última espira é que fica submetida à maior sobretensão.

Em [49], foi verificado que a última espira fica submetida ao maior valor de sobretensão, sendo que em todas as espiras a sobretensão aumenta com a redução do tempo subida, tal como observado para a distribuição entre bobinas, no entanto, a não uniformidade da distribuição de tensão entre espiras é observada para valores de tempos de subida menores do que aqueles necessários para se obter não uniformidade na tensão entre bobinas.

Adicionalmente, em [36] é observado também que a última espira fica submetida a maiores valores de sobretensão. Para o caso em questão foram usadas duas bobinas em série, tendo 12 espiras cada bobina. Os mesmos resultados também foram encontrados em [20][50].

Em [46][51] as tensões entre espiras foram analisadas para diferentes tempos de subida e comprimentos do cabo alimentador, usando a teoria de linhas de transmissão de múltiplos condutores. Como resultado, foi verificado que, para tempos de subida maiores iguais a $0,2 \mu\text{s}$, para o motor estudado, as tensões de pico entre espiras são constantes, com amplitude maior para menores valores de tempo de subida. Para tempos de subida menores que $0,2 \mu\text{s}$, foi verificado que as últimas espiras da bobina ficam submetidas aos maiores valores de tensão, sendo o valor máximo observado para a última espira.

Contudo, no trabalho [39] a espira com maior sobretensão foi a segunda, enquanto a última espira da bobina apresentou menor valor de sobretensão transitória. Para este caso a bobina é constituída de 7 espiras. Em [37], em um dos modelos simulados, a maior sobretensão foi obtida na primeira espira.

2.6 Número de Bobinas dos Modelos

Outro ponto importante acerca dos modelos utilizados na literatura se refere ao número de bobinas usados nas simulações, o qual está diretamente relacionado à complexidade para obtenção dos resultados. A grande maioria dos modelos encontrados na literatura consideram somente uma ou duas bobinas do enrolamento, usando como justificativa o fato de que na primeira bobina é que são obtidos os maiores valores de sobretensão.

Em [46] apenas uma bobina é modelada para se obter a tensões entre espiras. Além disso, os trabalhos reportados em [39][50] apresentam um modelo de uma única bobina em série com uma resistência de 100Ω que é usada para representar as demais bobinas do enrolamento. De modo similar, em [37], uma resistência de 110Ω é utilizada para representar as demais bobinas que não a primeira. Existem também trabalhos que consideram mais de uma bobina nas simulações, por exemplo, em [33][36] os resultados de simulação para duas bobinas em série são analisados, enquanto as demais bobinas são representadas por uma impedância equivalente.

Ainda, há modelos que apresentam os resultados de uma única fase. Em [38], as tensões entre as seis bobinas de uma fase são calculadas e comparadas com um modelo de parâmetros concentrados. No entanto, vale ressaltar que os resultados de simulação apresentaram distorção com relação às medições, principalmente com relação à frequência de oscilação. Ainda sobre modelos de uma fase, em [52] os resultados de tensão entre espiras são analisados, no entanto, não foi apresentada validação prática do modelo utilizado.

Nestes modelos de uma fase, normalmente as bobinas são todas conectadas em série e o terminal da última bobina é aterrado. No entanto, embora se trate de modelos mais detalhados quando comparados com os de uma ou duas bobinas, ainda existem simplificações que podem levar a resultados imprecisos. Por exemplo, as reflexões causadas pela diferença de impedâncias no neutro do motor (para um motor com conexão estrela isolada) não são levadas em consideração no modelo uma única fase.

Adicionalmente, também são encontrados na literatura modelos trifásicos, sendo que em [53]-[55] tensões trifásicas são estudadas usando MTLT. No entanto, em todos os trabalhos, o modelo básico estudado é relativo a cada bobina, ou seja, não há detalhamento suficiente para que as tensões nas espiras possam ser obtidas.

Neste trabalho, conforme será descrito adiante, o modelo considera as três fases de um grupo de enrolamentos. Além disso, nos casos simulados, também são analisados os resultados para diferente número de bobinas consideradas no modelo.

Capítulo 3

3 MODELAGEM

Neste capítulo, os modelos usados para os estudos propostos são descritos. Inicialmente, a geometria do motor usado nas simulações é apresentada, a qual foi elaborada no programa de elementos finitos. Em seguida, o modelo matemático usado nas simulações transitórias é mostrado e discutido e, por fim, os parâmetros de circuito necessários são calculados.

O modelo usado neste trabalho se baseia no método apresentado em [10] que utiliza o acoplamento entre equações de campo magnético, ou seja, aquelas solucionadas pelo método dos elementos finitos, e equações de circuito elétrico. No mesmo trabalho que o método é proposto [10] são apresentados exemplos de aplicação do método, sendo que uma das aplicações se refere à obtenção da sobretensão transitória em enrolamentos de máquinas elétricas, porém nenhum aprofundamento foi apresentado naquela ocasião.

3.1 Modelo do motor

Para as simulações foi utilizado um motor real cujas características construtivas e parâmetros de projeto são em grande parte conhecidos. A Tabela 3.1 apresenta os principais dados do motor utilizados na modelagem.

Tabela 3.1: Principais dados do motor modelado.

Parâmetro	Valor
Potência [MW]	10
Tensão [kV]	13,2
Frequência [Hz]	60
Número de polos	4
Bobinas por fase	24
Bobinas em paralelo por fase	4
Espiras por bobina	13
Passo da bobina [n° de ranhuras]	15
Condutores por espira	2
Largura do condutor [mm]	6,8
Altura do condutor [mm]	3,2
Comprimento do núcleo [mm]	1080
Número de canais de ventilação do rotor	25
Número de canais de ventilação do estator	25
Número de barras do rotor	88
Número de ranhuras do estator	72
Entreferro [mm]	0,45

Parâmetro	Valor
Diâmetro interno do estator [mm]	1000
Diâmetro externo do estator [mm]	1580
Diâmetro externo do rotor [mm]	989
Diâmetro interno do rotor [mm]	580

O primeiro passo para os estudos das sobretensões transitórias é a modelagem da geometria do motor no programa de elementos finitos. Conforme pode ser visto na Tabela 3.1 os dados construtivos do estator e do rotor, necessários para modelagem, são em sua grande maioria conhecidos. Deste modo, o procedimento adotado foi modelar a geometria do motor conforme parâmetros conhecidos, sendo que para as demais informações foram adotados valores típicos com base em [1][56].

De posse de todas as dimensões do estator e do rotor da máquina, a geometria completa é modelada no pacote computacional de elementos finitos, sendo que os principais componentes da máquina são apresentados em sequência. Na Figura 3.1 é apresentada a distribuição das bobinas ao longo do núcleo do estator.

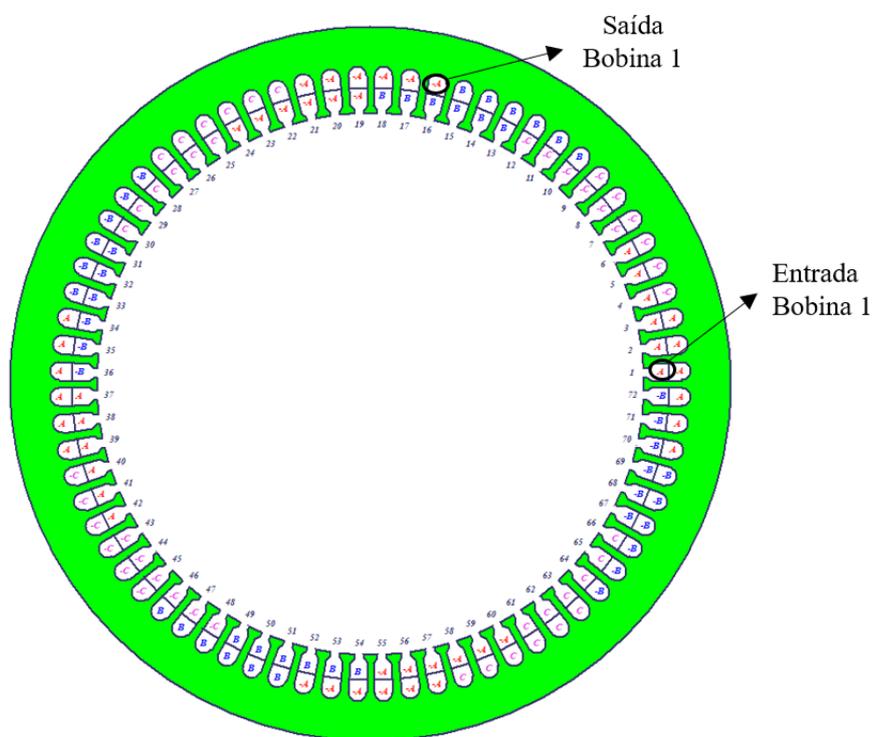


Figura 3.1. Distribuições das bobinas das 3 fases no motor modelado.

Na figura anterior as ranhuras de entrada e saída da primeira bobina da fase “a” são destacadas, o que permite notar que o passo da bobina é de 15 ranhuras, conforme indicado anteriormente.

O motor modelado possui 4 polos, assim, conforme a Figura 3.1, é possível notar que existem 4 grupos de bobinas para cada uma das 3 fases, os quais são formados para

que os 4 polos do campo magnético do estator sejam criados de maneira correta. Além disso, a Tabela 3.1 mostra que existem, para o motor em questão, 4 bobinas em paralelo por fase, ou seja, 4 caminhos paralelos de corrente, logo, espera-se que a tensão em uma bobina de um determinado grupo seja similar à tensão de sua respectiva bobina em outro grupo. Assim, nos estudos da distribuição de tensões internas à máquina apresentados no próximo capítulo apenas um grupo de bobinas é energizado. Tal premissa é fundamental para viabilizar os tempos de simulação, pois devido aos detalhes da geometria (que são mostrados mais adiante) um grande esforço computacional é requerido.

Em sequência, a Figura 3.2 apresenta um esboço geral da geometria do motor e os detalhes das ranhuras do estator e do rotor. A ranhura do estator acomoda duas bobinas, visto que se trata de um enrolamento de dupla camada.

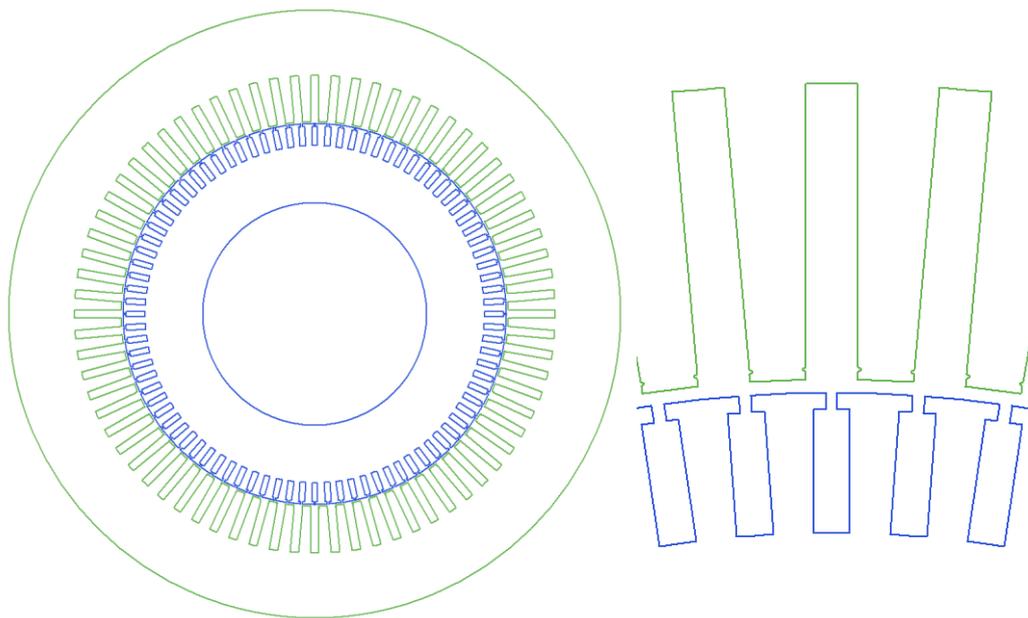
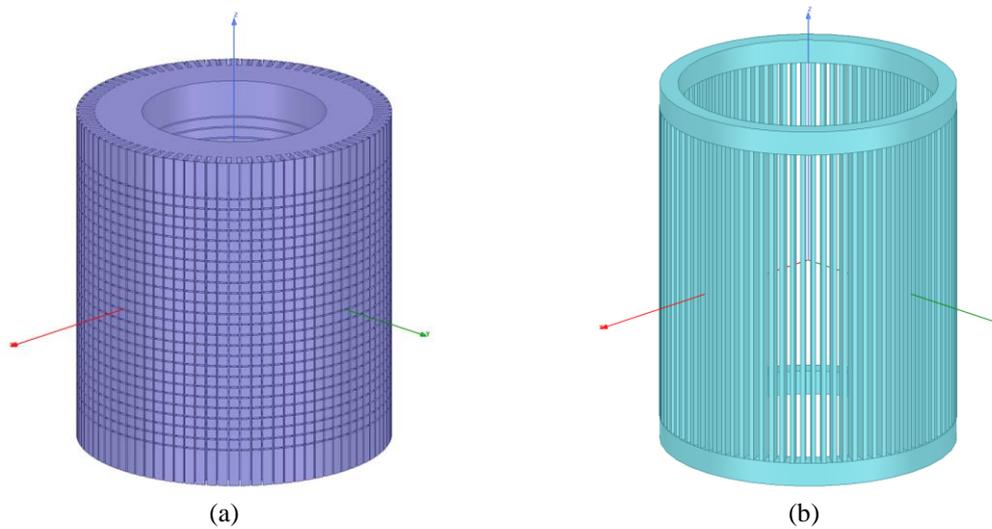


Figura 3.2. Esboço da geometria do motor e detalhes das ranhuras.

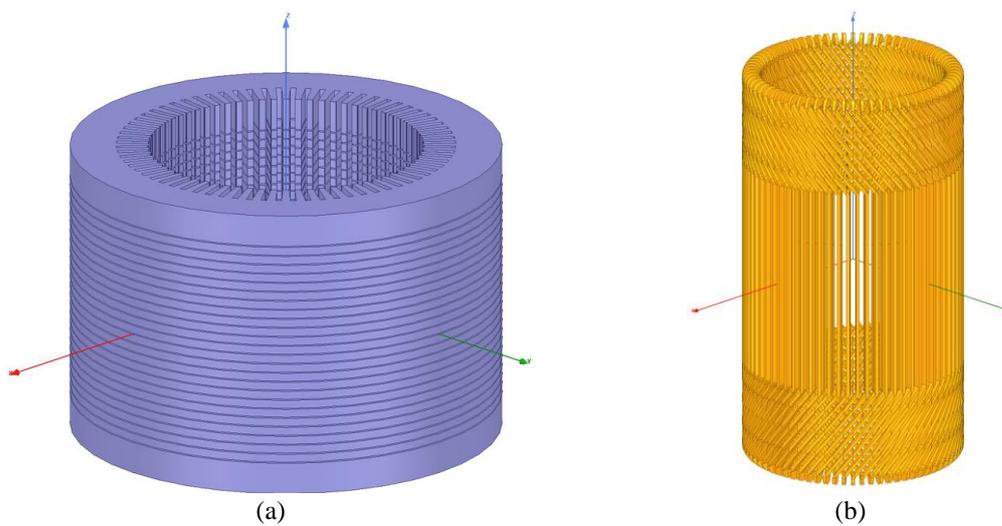
Nas figuras subsequentes o modelo do motor pode ser visto com mais detalhes por meio da geometria 3D gerada a partir do modelo 2D criado. Na Figura 3.3 o núcleo e as barras do rotor são mostrados, enquanto na Figura 3.4 os enrolamentos e o núcleo do estator são apresentados.

Nas figuras é possível notar o número de canais de ventilação nos núcleos do estator e do rotor, conforme informado na Tabela 3.1.

Finalmente, a Figura 3.5 mostra o esquema 3D do motor completo, em que as regiões do motor, cabeças de bobina e núcleo do estator, são destacadas.



(a) (b)
 Figura 3.3. Modelo 3D do rotor (a) núcleo magnético; (b) barras (gaiola).



(a) (b)
 Figura 3.4. Modelo 3D do estator (a) núcleo magnético; (b) enrolamentos.

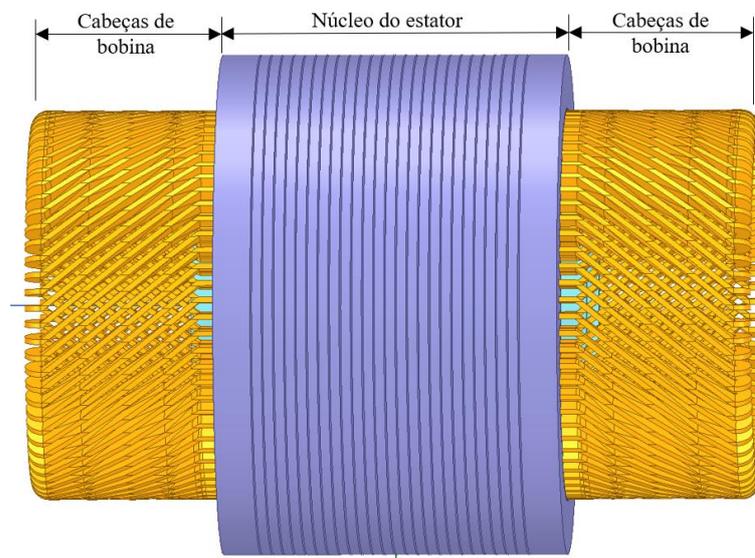


Figura 3.5. Esboço da geometria 3D do motor.

Conforme pode ser visto na Figura 3.5, as cabeças de bobina possuem tamanho considerável, o que é comumente observado em máquinas de média tensão. Esta distância é necessária para que haja espaço suficiente entre as conexões das bobinas e o núcleo que é aterrado [1]. A figura 3D apresentada serve somente como referência para o tamanho da máquina modelada, pois as simulações transitórias são feitas usando a geometria 2D, conforme é mostrado na próxima seção deste capítulo. Além disso, no modelo inicial (o qual é explicado em mais detalhes na próxima seção) somente é considerado o enrolamento do estator, no entanto, a geometria do rotor é incluída, visto que, em um dos casos analisados neste trabalho é proposto um modelo para o rotor e sua influência é analisada.

Apesar dos canais de ventilação do rotor e estator serem considerados, eles somente são utilizados para redução do comprimento equivalente do núcleo na geometria 2D mostrada na próxima seção, ou seja, a descontinuidade gerada por cada canal de ventilação devido aos diferentes materiais (ar e núcleo ferromagnético) não é levada em consideração no modelo transitório.

3.2 Modelo para obtenção das Tensões Transitórias

Para a obtenção da distribuição de tensão transitória é usado um modelo em que toda a análise é feita pelo método dos elementos finitos, não sendo necessárias medições nem cálculos analíticos. Assim, para a obtenção dos resultados somente é necessário o conhecimento da geometria da máquina, o que permite que as simulações sejam feitas ainda na etapa de projeto do equipamento.

A fim de obter a distribuição de tensão internamente à máquina é necessário levar em consideração as capacitâncias parasitas dos enrolamentos do estator, devido às altas frequências associadas às sobretensões. Portanto, para que um modelo de simulação seja adequado, é necessário que os efeitos de campos elétricos e de campos magnéticos sejam considerados simultaneamente na solução via método dos elementos finitos. No entanto, os *solvers* presentes no programa de elementos finitos usado neste trabalho desacoplam as equações de Maxwell, de tal forma que não há um método de solução que considera simultaneamente as equações de campos elétricos e de campos magnéticos. Para contornar tal situação, o modelo usado neste trabalho se baseia no método apresentado em [10], o qual utiliza o acoplamento entre equações de campo magnético transitórias, aquelas solucionadas pelo método dos elementos finitos, e equações de circuito elétrico. Nesta consideração, o efeito capacitivo é considerado por meio da inclusão de elementos concentrados entre condutores da geometria da máquina. Essa estratégia de acoplamento entre os campos magnético e elétrico é bastante conhecida na literatura para diferentes análises [57]-[60].

Logo, para ser possível realizar os estudos das sobretensões internas à máquina a modelagem é efetuada para que os efeitos magnéticos sejam considerados. Neste sentido,

para que os efeitos pelicular e de proximidade sejam contemplados na solução transitória magnética, cada condutor individual da espira deve ser modelado individualmente. A modelagem destes condutores individuais não é normalmente encontrada na literatura para um motor completo, uma vez que não há ferramenta de modelagem automática no programa de elementos finitos usado, sendo, portanto, necessária a modelagem manual de tais elementos. A Figura 3.6 mostra a geometria 2D usada para realização das simulações transitórias, a qual considera um grupo de enrolamentos para as três fases, enquanto que na Figura 3.7 o mesmo modelo é mostrado de forma ampliada para destacar a modelagem individual dos condutores. Vale ressaltar que as isolações não estão incluídas na modelagem, visto que, as capacitâncias são inseridas como elementos de circuito e, portanto, devem ser calculadas previamente, conforme é mostrado nas próximas seções.

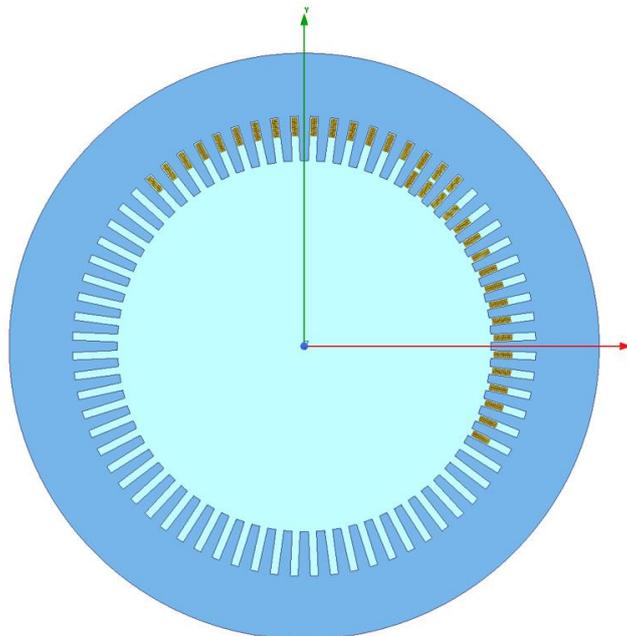


Figura 3.6. Modelo 2D utilizado para as simulações transitórias.

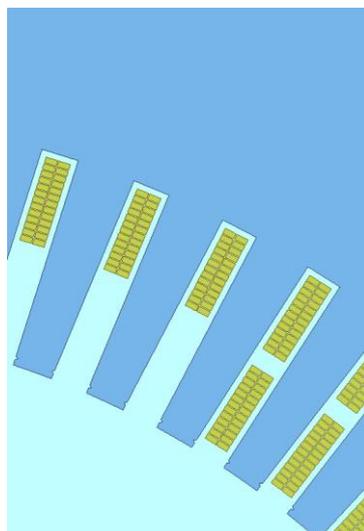


Figura 3.7. Modelo 2D utilizado para as simulações transitórias ampliado.

Vale ressaltar que a utilização de uma geometria 2D é extremamente importante para a redução do tempo de simulação. Em contrapartida, as cabeças de bobina não são consideradas em tal modelo, sendo, portanto, necessário também as incluir como elementos de circuito entre os condutores da geometria modelada. Assim, é considerado um modelo de parâmetros concentrados dependente da frequência para a modelagem da impedância série da cabeças de bobina, o qual é detalhado posteriormente.

De uma maneira geral, o método utilizado pode ser melhor explicado pelo esquema apresentado na Figura 3.8, que se refere a um grupo de bobinas para cada fase do estator.

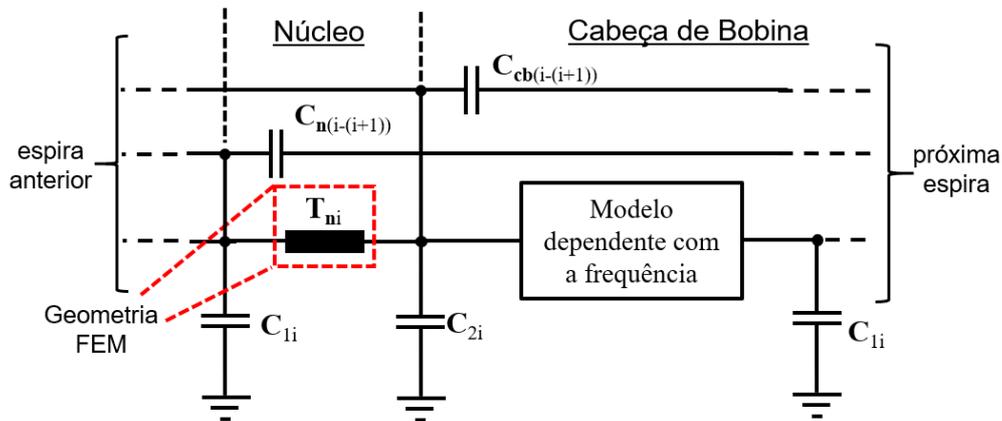


Figura 3.8. Esquema utilizado para o modelo transitório do estator.

De acordo com a Figura 3.8 nota-se que cada espira do estator é modelada por duas seções de circuito “ π ” formadas por elementos nos quais os campos magnéticos são solucionados diretamente via MEF e elementos de circuito elétrico. Os elementos que são solucionados diretamente pelo método dos elementos finitos se referem às parcelas das espiras localizadas na região do núcleo do estator e, no esquema, são denominadas por T_{ni} , em que “ i ” representa i -ésima espira. A parte relativa aos elementos de circuito se devem às capacitâncias parasitas e ao modelo usado para as cabeças de bobina. As capacitâncias consideradas são as entre espiras, $C_{n(i-(i+1))}$ para o núcleo do estator e $C_{cb(i-(i+1))}$ para as cabeças de bobina, e das espiras para terra (C_{1i} e C_{2i}). Para a impedância série das cabeças de bobina o modelo dependente com a frequência, que inclui as resistências e indutâncias é apresentado mais à frente em detalhes.

Para o motor estudado existem 13 espiras por bobina e 6 bobinas por grupo e, portanto, existem 78 espiras conectadas em série. Conforme é mostrado nas próximas seções deste trabalho, as capacitâncias entre espiras não adjacentes podem ser desconsideradas e por esta razão não estão representadas na Figura 3.8.

Resumidamente, o esquema utilizado para modelagem do estator da máquina para os estudos propostos pode ser visto na Figura 3.9. Conforme já informado, a modelagem considera uma geometria 2D acoplada a elementos de circuito. A geometria 2D se refere à parte magnética da região do núcleo do estator. Os parâmetros de circuito se referem à parte magnética e à parte eletrostática. A parte magnética é relativa à região das cabeças

de bobina, uma vez que na simulação transitória é utilizada uma geometria 2D, não sendo, portanto, possível representar tal região. Adicionalmente, as capacitâncias para ambas a regiões, núcleo do estator e cabeças de bobina, são consideradas por meio de elementos de circuito.

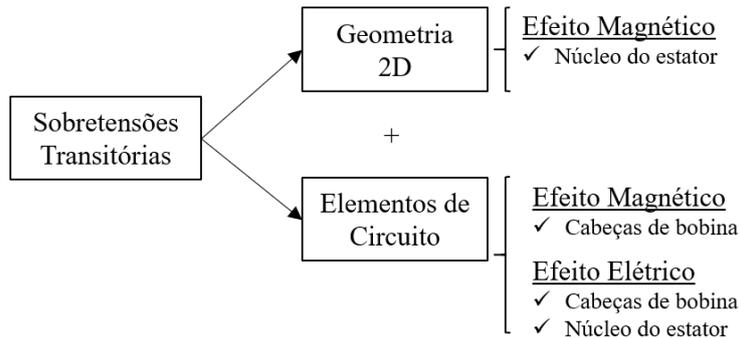


Figura 3.9. Esquema utilizado para modelagem do estator da máquina.

Assim, antes de realizar as simulações transitórias é necessário obter os elementos de circuito do esquema apresentado na Figura 3.8 e na Figura 3.9, os quais são também obtidos via MEF, conforme apresentado nas próximas seções. Neste sentido, a sequência das etapas realizadas é apresentada na Figura 3.10. Vale ressaltar que o nome dos *solvers* apresentados se referem aqueles existentes no programa Ansys Maxwell.

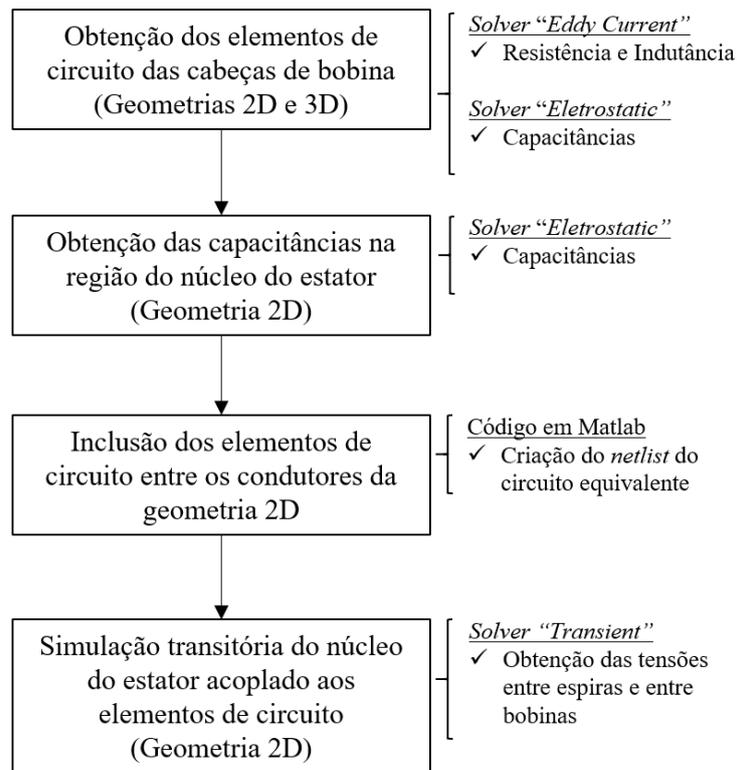


Figura 3.10. Etapas para obtenção da distribuição de tensão.

De posse da geometria 2D da região do núcleo e do *netlist*, o qual apresenta a conexão dos elementos de circuito aos condutores da geometria, as tensões transitórias são obtidas via método dos elementos finitos usando o *solver Magnetic Transient* do programa Ansys Maxwell, que soluciona os campos magnéticos variáveis no tempo na geometria de interesse a cada passo de integração. A equação usada pelo programa, para uma geometria 2D, é [61]:

$$\nabla \times v \nabla \times \mathbf{A} = \mathbf{J}_s - \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \sigma \nabla V + \sigma \boldsymbol{\vartheta} \times \nabla \times \mathbf{A} \quad (3.1)$$

onde v é a relatividade magnética, \mathbf{A} é vetor potencial magnético, \mathbf{J}_s é a densidade de corrente, σ é a condutividade elétrica, V é a tensão elétrica e $\boldsymbol{\vartheta}$ é a velocidade dos condutores em relação ao campo magnético.

É importante ressaltar que a última parcela da equação se refere à tensão de velocidade, a qual é relativa ao movimento relativo entre os condutores e o fluxo magnético. Nas simulações apresentadas neste trabalho esta parcela é nula, tendo em vista que na maioria dos casos o rotor não é considerado. Ainda assim, no caso em que o rotor está presente, por se tratar de um estudo transitório na escala de microssegundos, o seu deslocamento durante o período de simulação pode ser considerado desprezível.

3.3 Modelo do surto Aplicado

Esta seção tem por objetivo obter as principais frequências presentes no surto aplicado a fim de verificar a faixa de frequência necessária para o modelo da máquina. Neste sentido, o espectro de frequência do surto aplicado é obtido usando a Transformada Rápida de Fourier (FFT do inglês *Fast Fourier Transform*). O surto aplicado, basicamente, é uma simples rampa com determinado tempo de subida, o qual, para aplicação da FFT pode ser considerado como uma função trapezoidal, conforme mostrado na Figura 3.11.

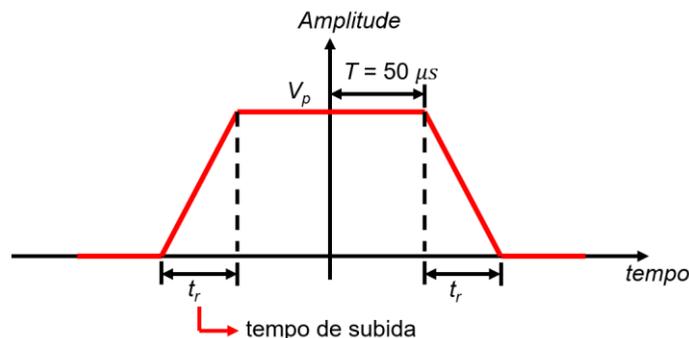


Figura 3.11. Forma de onda do surto aplicado.

A Figura 3.12 apresenta o espectro de frequência para o surto aplicado com um tempo de subida de 1 μs . Conforme pode ser visto, a amplitude máxima é observada para um sinal “cc” (0 Hz) e a partir de 1 kHz há um decréscimo na amplitude. Além disso, é possível notar os picos amortecidos e a máxima frequência é observada para aproximadamente $1/t_s$, que para o caso em questão é igual a 1 MHz.

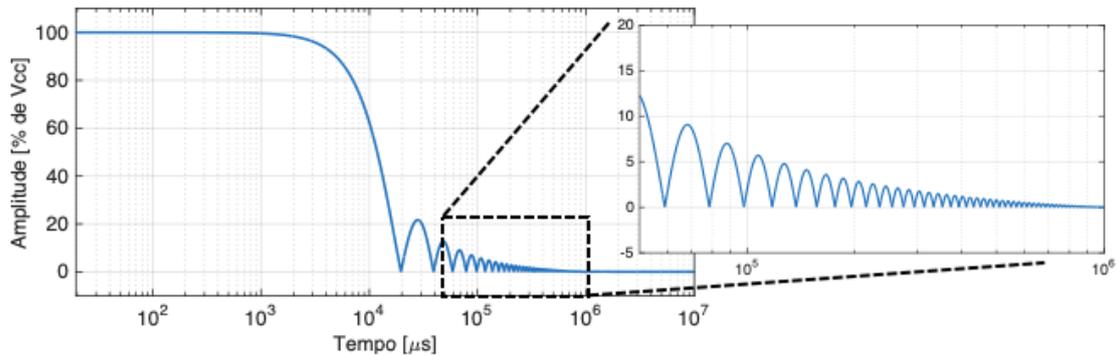


Figura 3.12. Forma de onda do surto aplicado.

A fim de verificar a influência do tempo de subida no espectro de frequência, a Figura 3.13 apresenta os resultados para os menores tempos de subida usados neste trabalho, incluindo o menor deles, 0,05 μs . Conforme pode ser observado, os resultados são similares para todos os tempos de subida, sendo a principal diferença observada para o amortecimento das amplitudes. No entanto, é possível notar que para a frequência de 100 kHz (conforme mostrado no trecho ampliado das figuras) a amplitude é inferior a 6% da amplitude do sinal “cc” para todos os tempos de subida, ou seja, as principais frequências do surto aplicado estão entre 0 e 100 kHz. Assim, o modelo para obtenção das tensões transitórias deve ser apto para esta faixa de frequências.

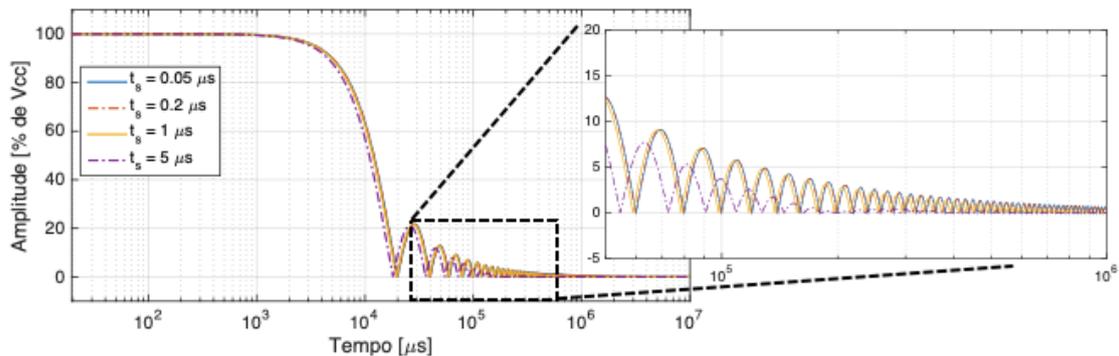


Figura 3.13. Forma de onda do surto aplicado.

3.4 Modelo da cabeça de bobina

Conforme apresentado anteriormente, no modelo utilizado deve-se obter os parâmetros de circuito para a região da cabeça de bobina. Neste sentido, o principal objetivo desta subseção é calcular as indutâncias, resistência e capacitâncias do modelo utilizado para a região das cabeças de bobina usando o método dos elementos finitos. São feitas duas análises, a primeira tem por objetivo calcular as capacitâncias, enquanto na outra se almeja obter o modelo dependente com a frequência para a impedância série, o qual é composto por resistências e indutâncias.

3.4.1 Capacitância

Para o cálculo das capacitâncias (entre espiras e das espiras para terra) das cabeças de bobina, uma geometria 3D é implementada, permitindo a consideração do formato real desta região, o que não é comumente encontrado na literatura. A Figura 3.14 mostra a geometria da cabeça de bobina modelada.

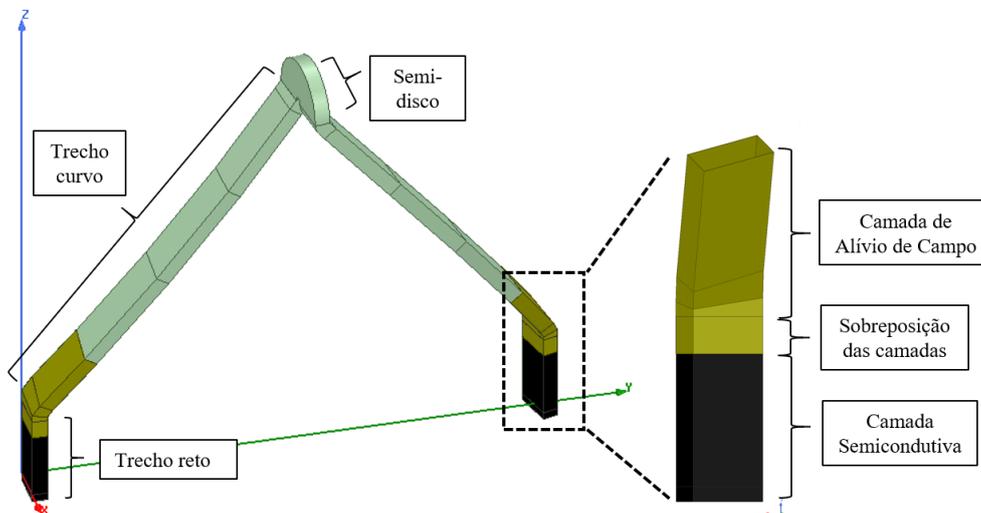


Figura 3.14. Geometria da cabeça de bobina modelada.

Conforme pode ser visto na Figura 3.14, nota-se que foi usada apenas uma bobina, uma vez que os efeitos mútuos com as outras bobinas podem ser desprezados, de acordo com os resultados de simulação obtidos, os quais são mostrados e discutidos no final desta subseção. Além disso, usando a geometria 3D o formato correto da bobina pode ser modelado, o qual é composto pelos trechos reto, curvo e semidisco. O trecho curvo é definido pelo passo da bobina e pelo comprimento das cabeças de bobina, sendo este último maior para máquinas de média tensão do que para máquinas de baixa tensão [1]. O trecho reto se refere à extensão da bobina na ranhura do estator. Adicionalmente, no modelo também são incluídas as camadas semicondutiva e de alívio de campo, tal como apresentado anteriormente na Figura 2.4. Essas camadas são fundamentais para o cálculo

das capacitâncias para terra, tendo em vista que, por serem compostas por material parcialmente condutor, influenciam no comprimento aterrado da bobina nesta região. Vale ressaltar que a inclusão destas camadas no cálculo das capacitâncias não é considerada nos trabalhos encontrados na literatura.

Na Figura 3.15 é apresentada a seção transversal da bobina 3D modelada na região de sobreposição das camadas semicondutora e de alívio de campo. Conforme pode ser visto, a bobina é formada pelas isolações principal e entre espiras. Além disso, nota-se que a bobina é composta por 13 espiras e cada espira possui 2 condutores retangulares individuais. Para este tipo de análise é fundamental que todos os condutores individuais sejam modelados, o que permite a inclusão das isolações individuais na análise.

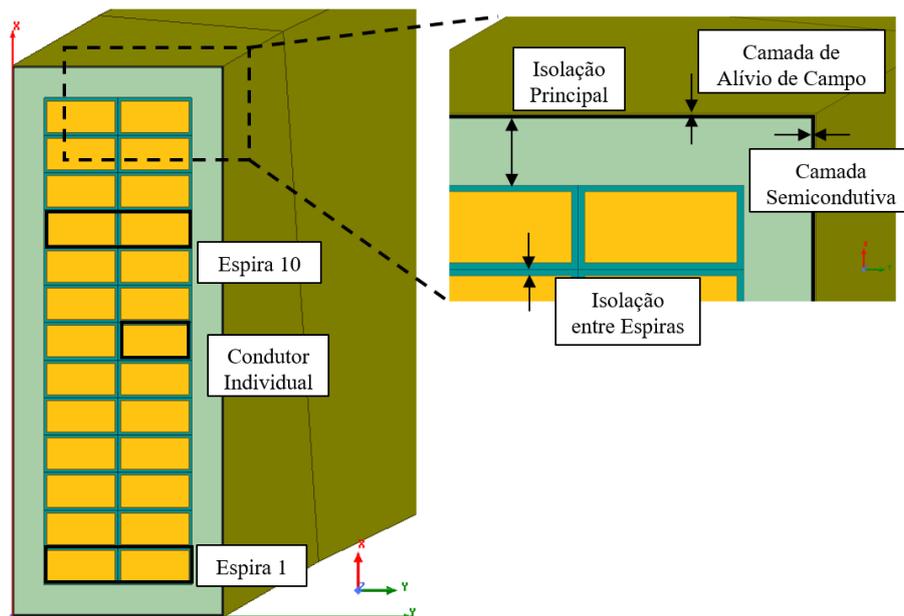


Figura 3.15. Seção da bobina 3D modelada.

As capacitâncias entre espiras e das espiras para terra são calculadas usando o *solver* “*Electrostatic*” via MEF. Este *solver* obtém o campo elétrico resultante em função da distribuição de cargas estacionárias ou devido a uma tensão aplicada. A seguinte equação é solucionada pelo *solver* em uma geometria 3D [61]:

$$\nabla \cdot (\epsilon \nabla \phi) = -\rho_v \quad (3.2)$$

onde ϵ é a permissividade dielétrica do material isolante, ϕ é o fluxo elétrico e ρ_v a densidade volumétrica de carga.

Os principais parâmetros usados na simulação eletrostática são apresentados na Tabela 3.2, de onde se desprende que, basicamente, o cálculo da capacitância depende da geometria e permissividade dielétrica dos materiais isolantes.

Tabela 3.2: Parâmetros usados para cálculo das capacitâncias.

Parâmetro	Valor
Espessura da isolamento principal [mm]	3,0
Espessura da isolamento entre espiras [mm]	0,3
Permissividade relativa da isolamento principal	4,0
Permissividade relativa da isolamento entre espiras	2,5

A Figura 3.16 mostra o esquema da equivalência entre a seção transversal da bobina e as capacitâncias envolvidas na simulação. Na figura são apresentadas as capacitâncias entre espiras ($C_{i-(i-1)}$) e as capacitâncias entre espiras e terra (C_i), em que “i” representa a i-ésima espira. Cada espira é composta por dois condutores individuais e, para as simulações, eles são considerados como sendo o mesmo elemento, visto que na prática estarão a aproximadamente na mesma tensão, tal como mostrado no lado direito da figura.

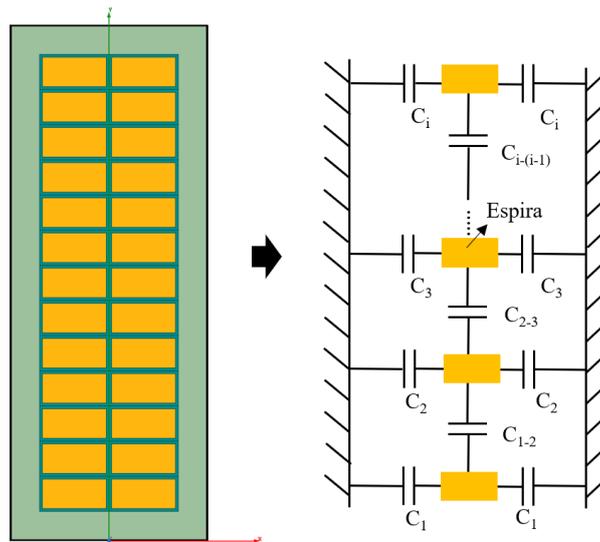


Figura 3.16. Esquema das capacitâncias presentes.

Para obter os resultados, cada espira é alimentada por uma tensão contínua, uma vez que as capacitâncias podem ser consideradas como não dependentes da frequência [42]. Além disso, mais à frente, na subseção 3.5.3, são apresentados resultados de capacitância em função da frequência para a região do núcleo do estator, os quais comprovam esta afirmação.

Na região das cabeças de bobina a superfície externa da bobina não pode ser considerada totalmente aterrada, uma vez que não existe a camada semicondutora em toda esta região. Nas simulações foi considerado que o aterramento da bobina existe na superfície externa da cabeça de bobina onde as camadas semicondutora e de alívio de campo estão presentes. A Figura 3.17 mostra o esquema usado nas simulações para a parte aterrada e uma das espiras energizada.

A Figura 3.18 e a Figura 3.19 mostram as distribuições de tensão e de campo elétrico, respectivamente, para a região da cabeça de bobina, obtidos a partir da simulação eletrostática.

Além disso, estas mesmas distribuições são apresentadas para seção transversal das partes aterradas e não aterradas da cabeça de bobina, na Figura 3.20 e na Figura 3.21. De acordo com as figuras é possível notar, na região aterrada do trecho reto, que a tensão varia linearmente do valor máximo (aplicado em cada espira) até zero (na superfície aterrada) e o campo elétrico é aproximadamente constante ao longo da isolamento principal. Na parte não aterrada não existe a diferença de tensão aplicada na isolamento principal, assim, o campo elétrico possui intensidade bem inferior que na parte aterrada.

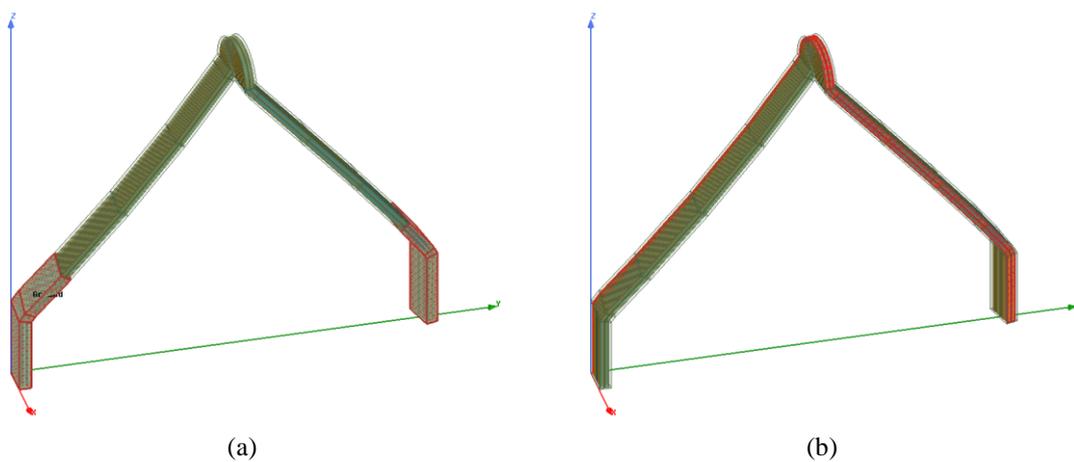


Figura 3.17. Simulação eletrostática da cabeça de bobina (a) referência; (b) espira.

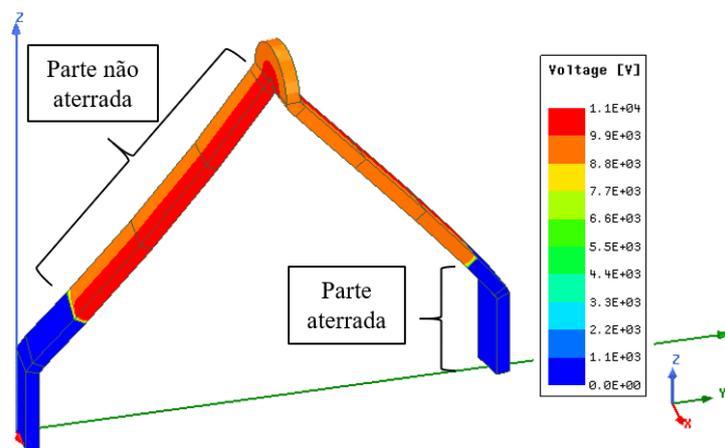


Figura 3.18. Distribuição de tensão na cabeça de bobina.

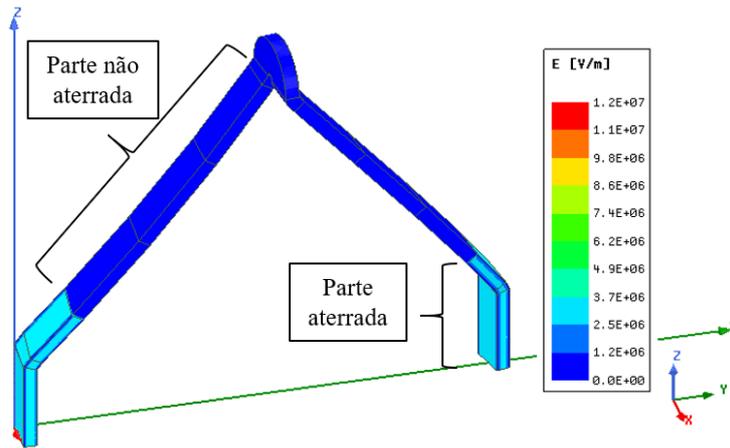


Figura 3.19. Distribuição de campo elétrico na cabeça de bobina.

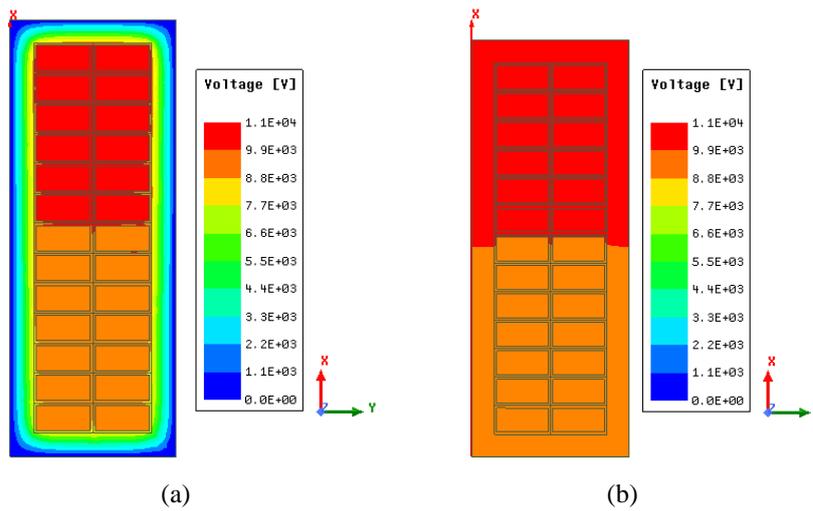


Figura 3.20. Distribuição de tensão nas partes (a) aterrada e (b) não aterrada.

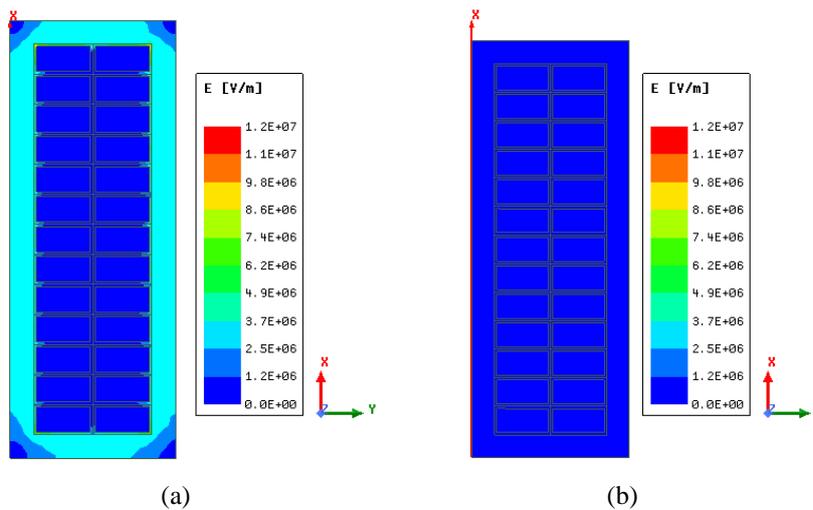


Figura 3.21. Distribuição de campo elétrico nas partes (a) aterrada e (b) não aterrada.

Os valores de capacitância por unidade de comprimento obtidos na simulação estão apresentados na Figura 3.22 por meio de uma imagem matricial. As capacitâncias mútuas

podem ser obtidas diretamente pelos elementos fora da diagonal principal da matriz e as capacitâncias entre espiras e terra são obtidas pelo somatório de cada linha ou coluna da matriz, ou seja, a capacitância entre as espiras “i” e “j” é o próprio elemento $E_{i,j}$ da matriz e capacitância da espira “i” para terra é dada por $C_i = \sum_{n=0}^{13} E_{(n,i)} = \sum_{n=0}^{13} E_{(i,n)}$.

Conforme, pode ser visto na Figura 3.22 as capacitâncias entre espiras adjacentes (em azul claro) são muito maiores que as demais e, portanto, os valores entre espiras não adjacentes (azul marinho) podem ser desprezados, o que está coerente com as premissas adotadas em [10][43].

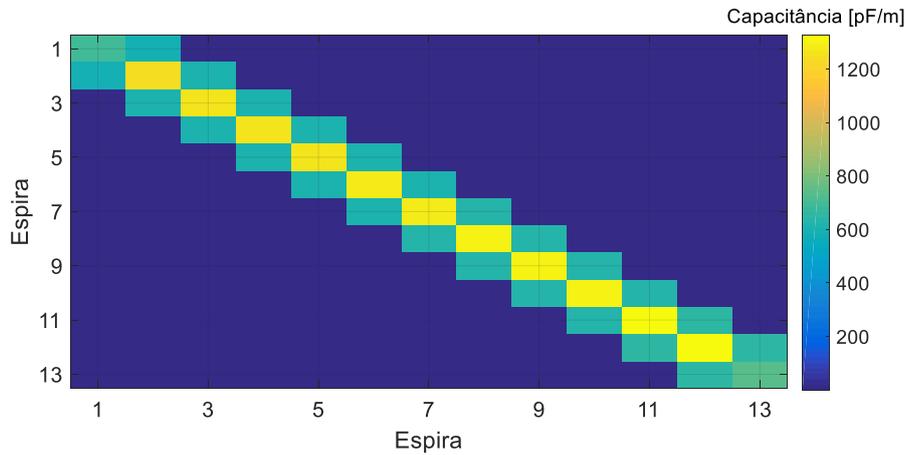


Figura 3.22. Matriz de capacitâncias na cabeça de bobina.

Assim, para a região das cabeças de bobina os valores de capacitância obtidos podem ser resumidos de acordo com o apresentado na Tabela 3.3. Conforme pode ser visto, a capacitância para terra da primeira e da última espira é maior que a das demais. De acordo com a Figura 3.23 esta diferença nos valores ocorre devido ao fato de que a primeira e a última espiras possuem três lados adjacentes (1 relativo à largura do condutor e 2 relativos à altura), sem nenhuma outra espira entre elas, e a superfície aterrada da isolamento principal, ao passo que, as espiras intermediárias possuem apenas 2 lados relativos à altura, a qual possui dimensão consideravelmente inferior que a espessura da espira.

Tabela 3.3: Valores de capacitância para a região da cabeça de bobina.

Parâmetro		Valor [pF]
Capacitância mútua entre espiras adjacentes		1001,7
Capacitância entre espira e terra	Primeira e última espira da bobina	132,5
	Espiras intermediárias da bobina	40,8

É importante ressaltar que o cálculo das capacitâncias conforme mostrado desconsiderou as características (permissividade e condutividade) das camadas semicondutora e de alívio de campo. Assim, a fim de confirmar que, de fato, esta simplificação pode ser feita, simulações adicionais foram feitas para cálculo da

capacitância para terra da bobina. Deste modo, inicialmente deve-se modelar estas duas camadas adequadamente, especialmente considerando a condutividade elétrica dos materiais envolvidos.

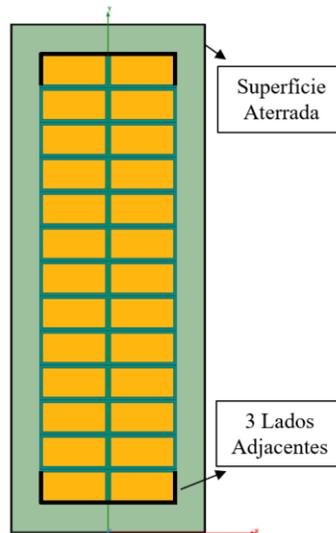


Figura 3.23. Lados das espiras adjacentes à superfície aterrada.

A camada de alívio de campo tem por característica ter a condutividade elétrica como sendo dependente do campo elétrico a qual, neste trabalho, foi considerada como sendo dada por [62]-[65]:

$$\sigma(E) = \sigma_0 \cdot \exp(\alpha E^{n_0}) \quad (3.3)$$

sendo E a intensidade do campo elétrico, $\sigma_0 = 1,85 \cdot 10^{-9}$ [S/m], $\alpha = 0,00112$ e $n_0 = 0,67$ constantes.

A camada semicondutora tem como característica uma condutividade maior que a da camada de alívio de campo, porém menor que dos materiais condutores. Assim, os parâmetros usados para os elementos do isolamento das cabeças de bobina foram considerados os parâmetros que são listados na Tabela 3.4, os quais foram escolhidos com base em [66]-[68].

Tabela 3.4: Parâmetros usados para consideração das camadas.

Componente	Parâmetro	Valor
Isolação Principal	Condutividade [S/m]	$2 \cdot 10^{-15}$
Isolação entre Espiras	Condutividade [S/m]	$2 \cdot 10^{-15}$
Camada Semicondutora	Condutividade [S/m]	19,61
	Permissividade Relativa	100,0
	Espessura [mm]	0,17
Alívio de Campo	Permissividade	15,0
	Espessura [mm]	0,22

Para o cálculo da capacitância considerando a condutividade dos materiais, um *solver* diferente da opção *Electrostatic* deve ser usado, tendo em vista que a solução eletrostática considera que existem apenas condutores ou isolantes na geometria, ou seja, a condutividade dos materiais serve apenas para classificá-los como condutores ou isolantes em função de um critério definido (valor de corte de condutividade elétrica). Assim, para a consideração da condutividade dos materiais foi utilizado o *solver* “*DC Current*” acoplado ao *solver* “*Electrostatic*”, cuja equação solucionada é mostrada a seguir:

$$\nabla \cdot (\sigma \nabla \phi) = 0 \quad (3.4)$$

A influência da modelagem mais detalhada das camadas semicondutora e de alívio de campo no cálculo das capacitâncias é apresentada na Tabela 3.5, a qual mostra os valores de capacitância para terra na região da cabeça de bobina para o caso original, e para diferentes valores de condutividade da camada de alívio de campo. São apresentados resultados de simulações para dois valores de condutividade da camada de alívio de campo:

- 1) $\sigma = \sigma_0 = 1,85 \cdot 10^{-9}$ [S/m]: de acordo com a Equação (3.3) se refere ao menor valor possível de condutividade, o qual é obtido para uma intensidade de campo elétrico nula. Assim, este valor é o mais conservador para o cálculo da capacitância, pois considera que toda a extensão da camada de alívio de campo possui uma baixa condutividade.
- 2) $\sigma = 2,34 \cdot 10^{-4}$ [S/m]: de acordo com a Equação (3.3) se refere ao valor obtido para uma intensidade de campo elétrico de 1 kV/mm (ou 10^6 V/m), o qual é um valor típico a ser observado na camada de alívio de campo para máquinas de 13,2 kV. Portanto, este valor é mais otimista, pois considera esta condutividade em toda a extensão da camada de alívio de campo.

Na prática, o valor de condutividade da camada de alívio de campo deve variar entre estes dois valores ($1,85 \cdot 10^{-9}$ e $2,34 \cdot 10^{-4}$ [S/m]), visto que em uma simulação de sobretensões transitórias, o campo elétrico na região da camada de alívio de campo depende do momento de análise, visto que a amplitude da tensão é função do instante considerado. Portanto, o valor de capacitância será um valor intermediário obtido por uma condutividade que varia entre estes dois valores simulados.

Conforme pode ser visto na Tabela 3.5, o erro obtido entre os valores de capacitância entre o modelo original (que considera a superfície externa da isolação principal diretamente aterrada) e o modelo que considera as camadas adicionais é irrelevante, até mesmo para o menor valor de condutividade considerado. Assim, para a bobina em questão a solução eletrostática sem as camadas semicondutora e de alívio de campo é suficiente para a obtenção das capacitâncias requeridas.

Tabela 3.5: Parâmetros usados para consideração das camadas.

Geometria Original	$\sigma = 1,85 \cdot 10^{-9}$ [S/m]		$\sigma = 2,34 \cdot 10^{-4}$ [S/m]	
C [pF]	C [pF]	Erro [%]	C [pF]	Erro [%]
722,1	716,2	0,82	722,1	0,0

Adicionalmente, no início desta seção foi informado que apenas uma bobina foi considerada para o cálculo das capacitâncias entre espiras e das espiras para terra, visto que os efeitos mútuos de espiras de diferentes bobinas podem ser desconsiderados. Assim, com o intuito de comprovar tal afirmação, foram feitas simulações no solver “*Electrostatic*” usando duas bobinas localizadas em ranhuras adjacentes, tal como apresentado na Figura 3.24. A modelagem de cada bobina foi feita do mesmo modo daquele utilizado para bobina única, ou seja, condutores e isolações principal e entre espiras, individualmente modelados. Com relação à tensão de alimentação utilizada, foi considerado que cada bobina pertence a uma fase diferente de tal forma que a tensão entre elas é a tensão nominal do motor (13200 V entre fases). A Figura 3.25 e a Figura 3.26 mostram as distribuições de tensão e de campo elétrico, respectivamente, para a região das duas bobinas cabeça de bobina.

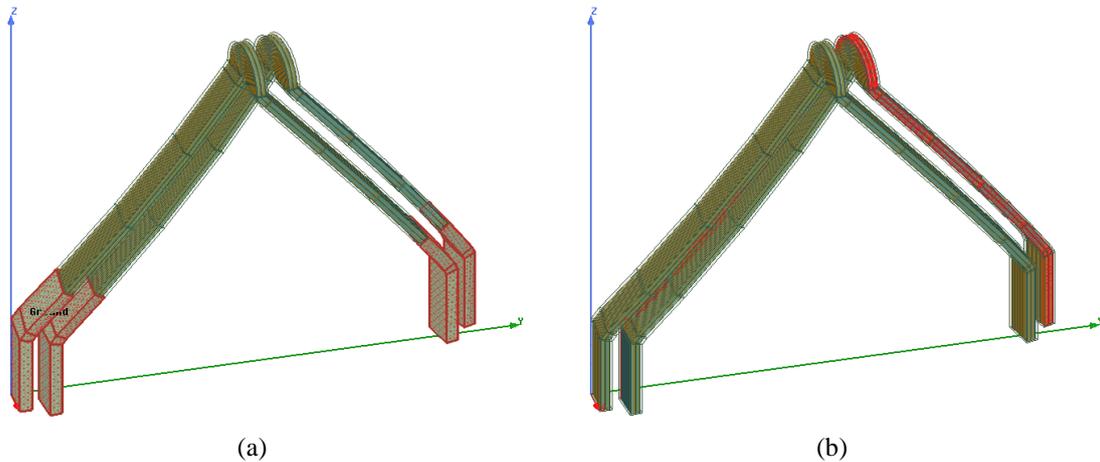


Figura 3.24. Simulação eletrostática de duas bobinas (a) terra; (b) espira.

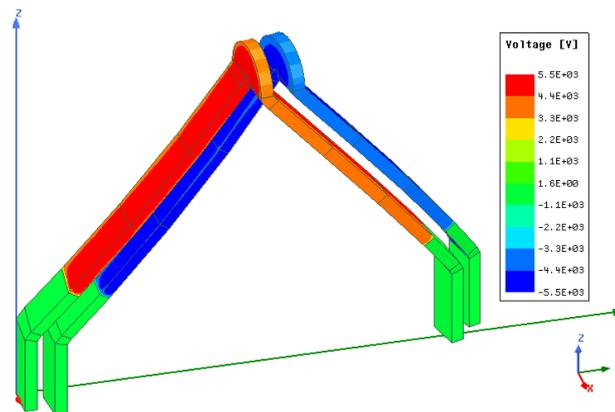


Figura 3.25. Distribuição de tensão nas duas bobinas.

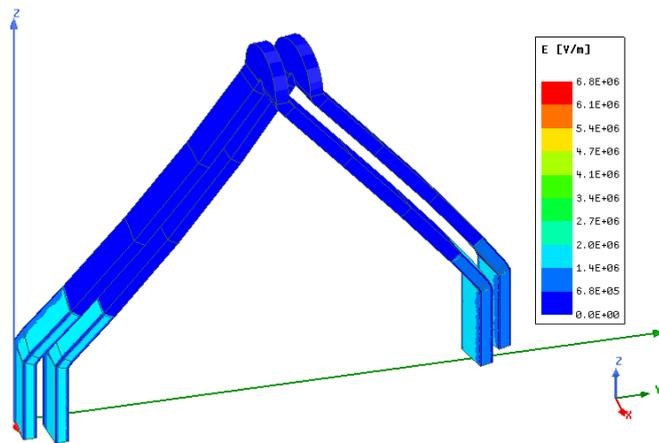


Figura 3.26. Distribuição de campo elétrico nas duas bobinas.

As distribuições na seção transversal das bobinas nas partes aterrada e não aterrada são similares às aquelas apresentadas na Figura 3.20 e na Figura 3.21 e, deste modo, não são repetidas.

Os valores de capacitância por unidade de comprimento obtidos para as duas bobinas são apresentados novamente por meio de uma imagem matricial na Figura 3.27. As espiras de 1 a 13 se referem à primeira bobina, enquanto as de 14 a 26 à segunda bobina. Conforme pode ser visto, as únicas capacitâncias relevantes são aquelas entre espiras adjacentes em cada bobina e, portanto, pode-se concluir que não há necessidade de se considerar acoplamento capacitivo entre espiras de diferentes bobinas.

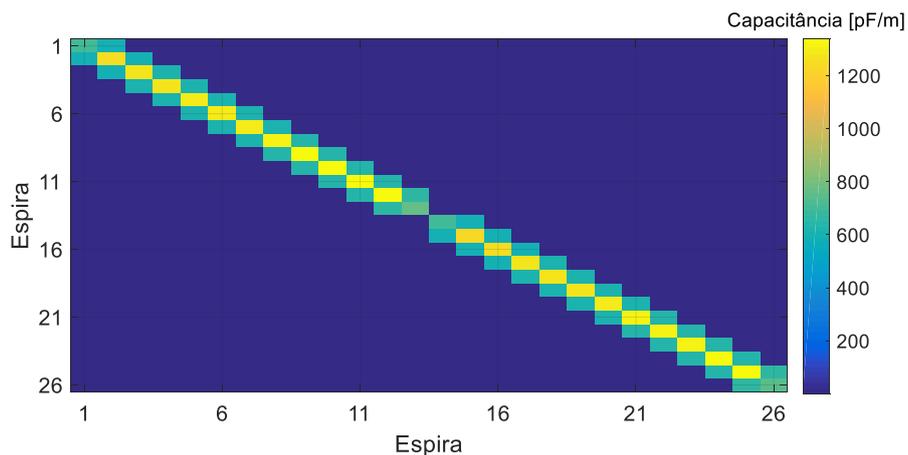


Figura 3.27. Matriz de capacitâncias para as duas bobinas.

3.4.2 Impedância Série

A fim de considerar os efeitos de alta frequência do surto transitório nas cabeças de bobina, a impedância série é considerada por meio de um modelo dependente da frequência. O modelo utilizado tem como base a modelagem usada para estudar transitórios eletromagnéticos em cabos elétricos [21][69][70], que consiste basicamente

em um ajuste da resposta da impedância série por meio do circuito apresentado na Figura 3.28.

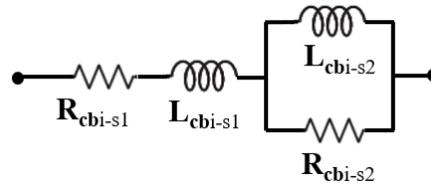


Figura 3.28. Modelo dependente da frequência para as cabeças de bobina.

Nos trabalhos em que o modelo foi apresentado [21][69][70], o cálculo dos parâmetros mostrados na Figura 3.28 é feito por meio da medição da impedância de curto-circuito do cabo em função da frequência. No entanto, neste trabalho a resposta em frequência é obtida por meio do cálculo da resistência e indutância série via MEF. Neste sentido, o primeiro passo para obtenção do modelo é o cálculo das indutâncias e resistências das espiras das cabeças de bobina em função da frequência. Vale ressaltar, que, para o uso deste modelo na modelagem da máquina, o ajuste é feito para cada espira da bobina, o que resulta em 13 ajustes diferentes para o motor estudado.

Em altas frequências a corrente tende a fluir mais próximo da superfície do condutor, reduzindo a área com fluxo de corrente elétrica, o que é bem conhecido na literatura por efeito pelicular (*skin*). Assim, a resistência e a indutância dos condutores são dependentes da frequência, sendo, portanto, importante conhecer o conceito de profundidade de penetração da corrente no condutor, que pode ser calculada por:

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \cdot \mu \cdot \sigma}} \quad (3.5)$$

onde ω é a frequência angular da fonte, μ é a permeabilidade magnética do condutor e σ é a condutividade elétrica do condutor.

A profundidade de penetração é um importante parâmetro a ser conhecido para que o tamanho dos elementos da malha de solução no pacote computacional de elementos finitos seja adequadamente selecionado de acordo com a faixa de frequência simulada [71].

Além do efeito pelicular, a resistência e a indutância são também dependentes da frequência devido ao efeito de proximidade, o qual pode ser explicado pelo resultado da circulação de corrente alternada causada por campos magnéticos gerados por condutores próximos [72]. Assim, a presença de condutores próximos uns aos outros afeta a distribuição de campo magnético e, conseqüentemente, as perdas e as indutâncias também são modificadas.

A resistência e a indutância de cada espira são calculadas via MEF considerando os efeitos pelicular e de proximidade em cada condutor individual da bobina. Assim, é necessário modelar todos os condutores individualmente, pois os efeitos pelicular e de proximidade somente são considerados quando condutores sólidos individuais são considerados.

Inicialmente, o cálculo das indutâncias e resistências em função da frequência seria feito utilizando a geometria 3D usada para obtenção das capacitâncias, no entanto, devido ao fato de que a profundidade de penetração do campo magnético é muito baixa em altas frequências, seriam requeridos elementos de malha extremamente pequenos, o que levaria a um esforço computacional muito grande ao se utilizar uma geometria 3D. Inicialmente, as simulações com a geometria 3D foram iniciadas, no entanto, mesmo após horas, nenhum progresso significativo foi observado. Assim, para contornar tal situação foi utilizado um modelo 2D equivalente em que a cabeça de bobina é considerada como sendo composta por duas partes: 1) os trechos reto e curvo apresentados na Figura 3.14 são modelados por uma geometria reta e; 2) o semidisco apresentado na Figura 3.14 é modelado por uma geometria com simetria cilíndrica. Esta modelagem foi apresentada em [13]. Assim, a resistência e indutância de cada espira é a soma dos valores obtidos para ambas as regiões. As geometrias utilizadas estão apresentadas na Figura 3.29.

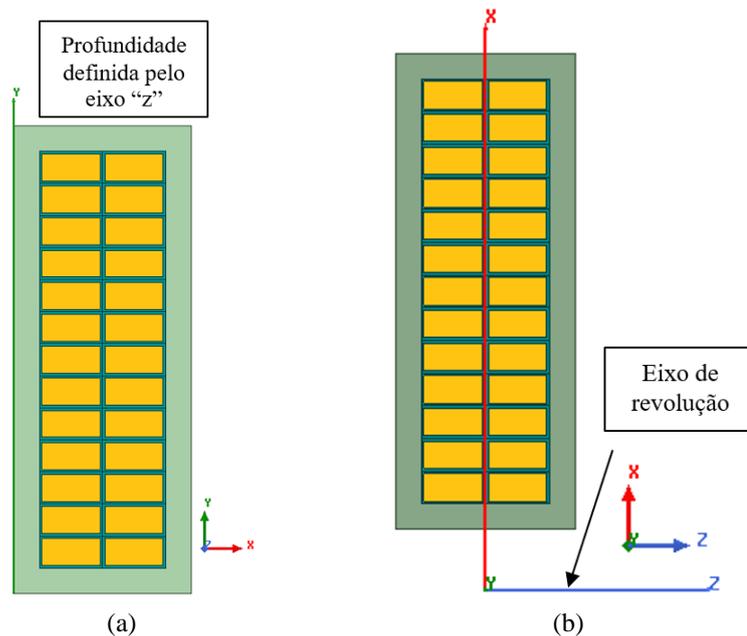


Figura 3.29. Modelo das cabeças de bobina (a) trechos reto e curvo; (b) semidisco.

Na Figura 3.30 é apresentada a malha utilizada pelo programa no modelo dos trechos reto e curvo, de tal forma que o efeito pelicular possa ser levado em consideração adequadamente.

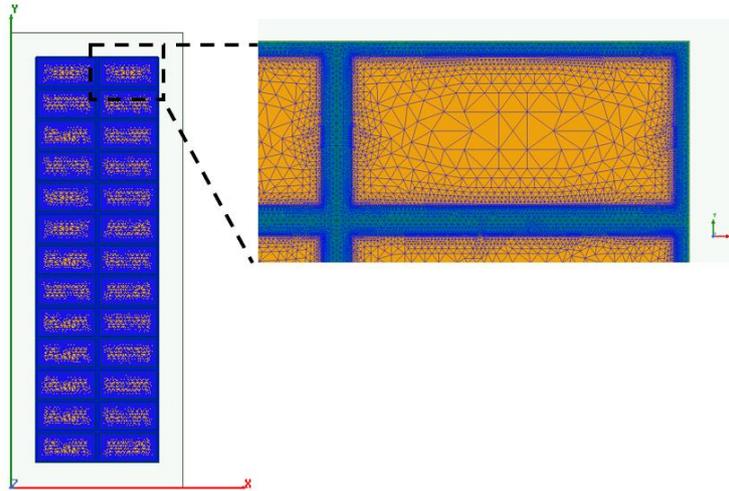


Figura 3.30. Malha utilizada para as cabeças de bobina.

Para computar a variação da resistência e da indutância das cabeças de bobina em função da frequência, o *solver* “*Eddy Current*” foi utilizado para ambos os trechos. Este *solver* obtém a distribuição de campos magnéticos em regime permanente considerando uma alimentação senoidal com uma determinada frequência. Assim, é possível solucionar a geometria desejada para uma faixa de frequência. A seguinte equação é solucionada pelo *solver* em uma geometria 2D [61]:

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \cdot (\nabla \times \mathbf{A}_z(x, y)) \right) = (\sigma + j\omega\epsilon)(-j\omega\mathbf{A}_z(x, y) - \nabla\varphi) \quad (3.6)$$

onde ω é a frequência angular da fonte, μ é a permeabilidade magnética, σ é a condutividade elétrica, ϵ é a permissividade dielétrica, \mathbf{A} é o vetor potencial magnético e φ é o fluxo magnético.

Nas simulações, a bobina é excitada por uma fonte de corrente cujo valor é o nominal de cada espira. As simulações foram feitas para uma faixa de frequência de 0 Hz a 100 kHz, conforme espectro das principais frequências do surto aplicado, mostrado anteriormente. Alguns resultados estão apresentados em sequência, sendo que da Figura 3.31 à Figura 3.34 as distribuições das densidades de campo magnético e de corrente, para as frequências de 60 Hz e 100 kHz, são mostradas para ambas as partes, reta e semidisco.

Conforme pode ser visto nas figuras, em alta frequência o campo magnético é expulso dos condutores devido ao efeito pelicular, de tal forma que a distribuição de corrente se concentre nas extremidades dos condutores. Além disso, as figuras de campo magnético são ligeiramente diferentes para as partes analisadas (reta e semidisco), visto que, para a parte reta existe uma simetria em relação aos eixos “x” e “y”, em que as distribuições são simétricas em relação aos planos “xz” e “yz”, o que não é observado na parte do semidisco, em que há uma maior concentração do fluxo magnético nas espiras mais próximas ao eixo de revolução.

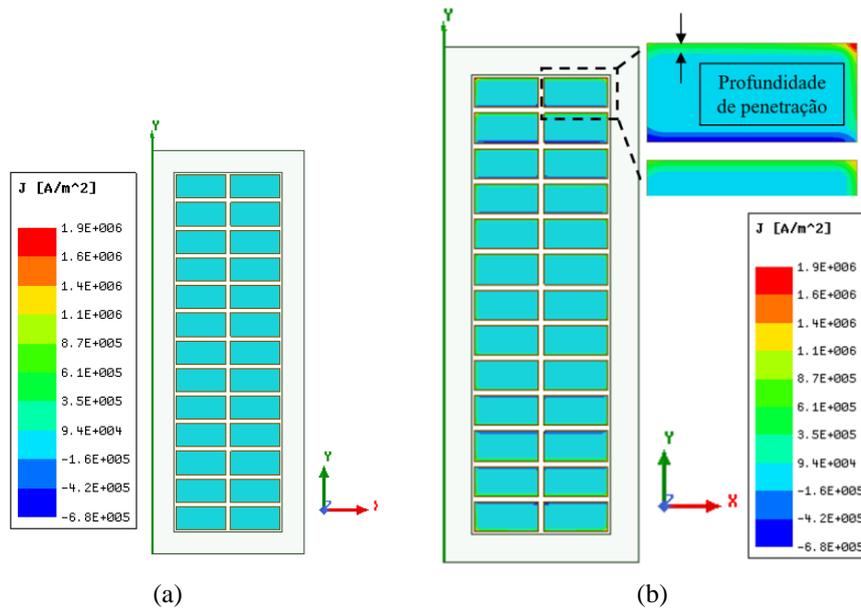


Figura 3.31. Densidade de corrente na parte reta (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.

Obs.: figura (b) ampliada para evidenciar os efeitos pelicular e de proximidade nas espiras.

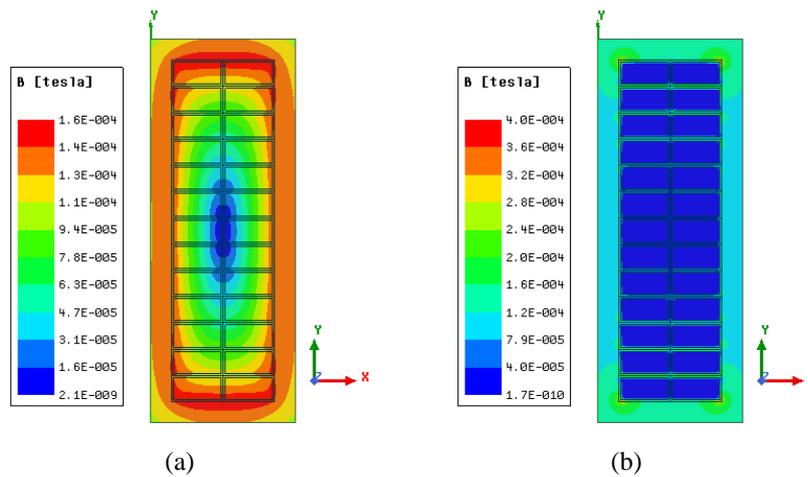


Figura 3.32. Densidade de fluxo magnético na parte reta (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.

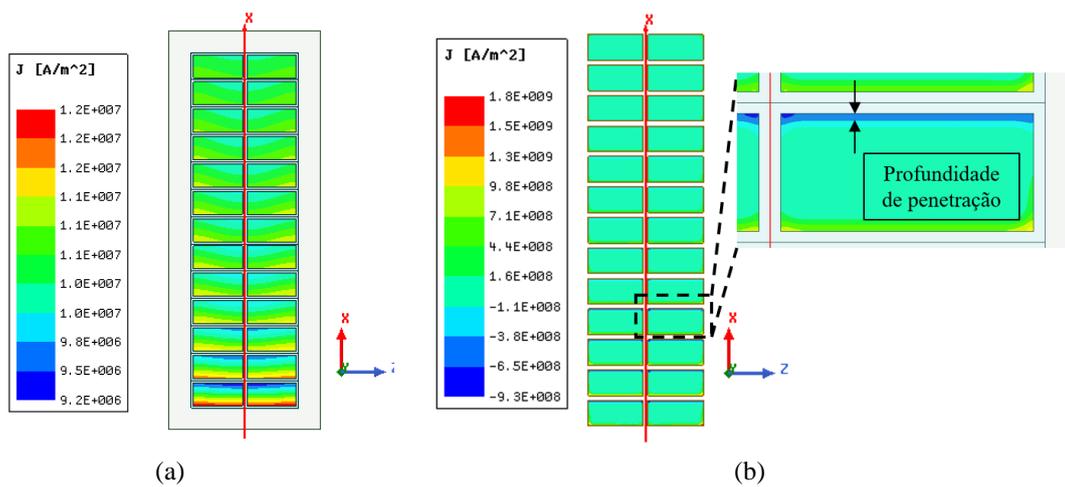


Figura 3.33. Densidade de corrente no semidisco (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.

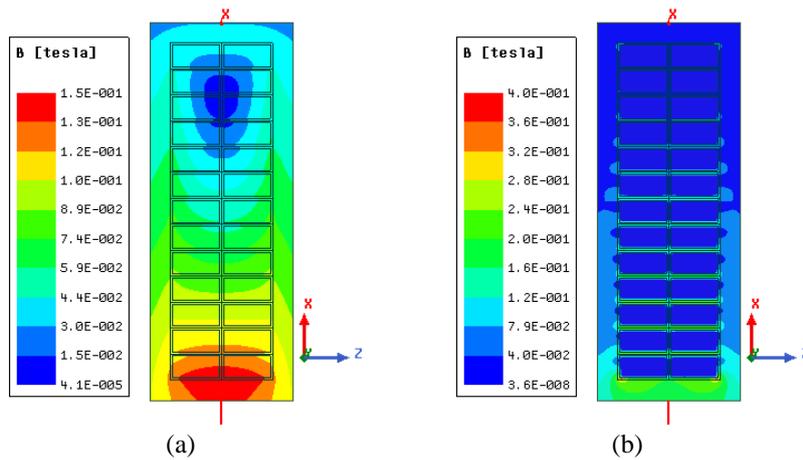


Figura 3.34. Densidade de fluxo magnético no semidisco (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.

Com relação aos parâmetros elétricos de cada espira, a Figura 3.35 e a Figura 3.36 mostram as resistências próprias e mútuas, respectivamente, e a Figura 3.37 e a Figura 3.38 mostram as indutâncias próprias e mútuas, respectivamente, em função da frequência. Os valores próprios são apresentados para algumas das espiras da bobina, e os valores mútuos são entre a espira E_1 (primeira espira) e algumas das demais espiras da bobina.

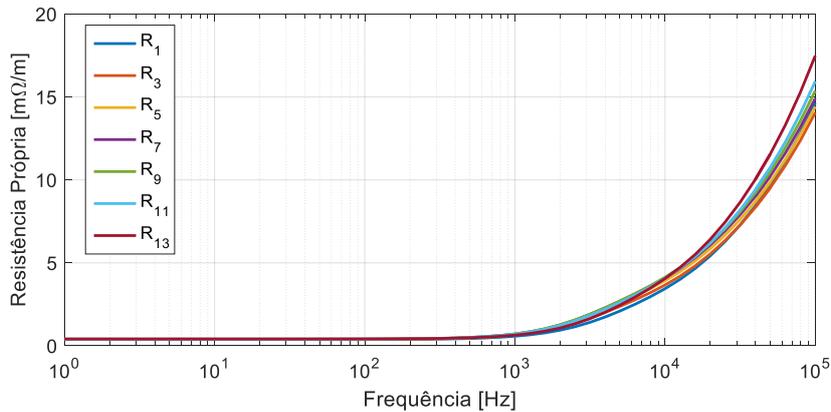


Figura 3.35. Resistência própria na cabeça de bobina.

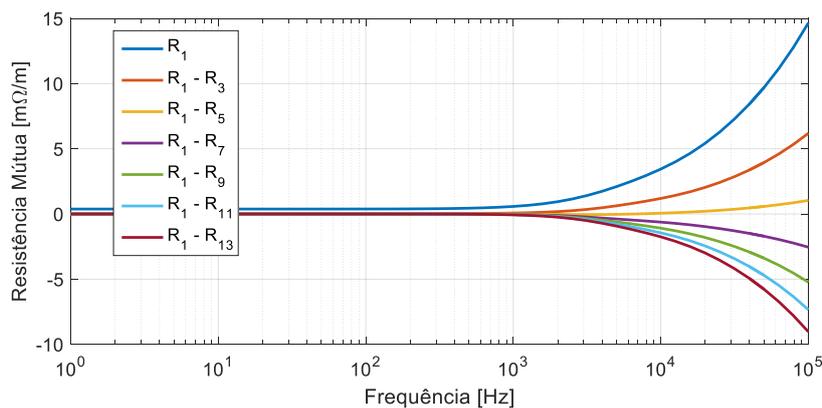


Figura 3.36. Resistência mútua na cabeça de bobina.

De acordo com a Figura 3.35 e a Figura 3.36, as resistências próprias e mútuas crescem com o aumento da frequência, tal como esperado, devido aos efeitos pelicular e de proximidade. A principal variação nos valores de resistência ocorre a partir de 1 kHz. Além disso, para os valores mútuos, o maior valor é observado entre as espiras E_1 e E_3 , ou seja, dentre as espiras apresentadas E_3 é a que está mais próxima da espira E_1 . Vale ressaltar que a partir da sétima espira os valores mútuos de resistência são negativos e, de acordo com a convenção adotada pelo *Ansys Maxwell* [61], significa que o efeito de proximidade é tal que reduz as resistências próprias destas espiras.

Para a variação da indutância em função da frequência, de acordo com a Figura 3.37 e a Figura 3.38, pode ser percebido que há um decréscimo dos valores com o aumento da frequência, o que pode ser explicado pela existência de menos linhas de fluxo internamente aos condutores de cada espira. As indutâncias dependem de duas parcelas de fluxo magnético, uma que fica internamente aos condutores e outra externamente. Para altas frequências, na região das cabeças de bobina que são envoltas por ar, o principal efeito é a expulsão do fluxo magnético interior do condutor e, portanto, ocorre redução da indutância devido à redução das linhas de fluxo nas espiras.

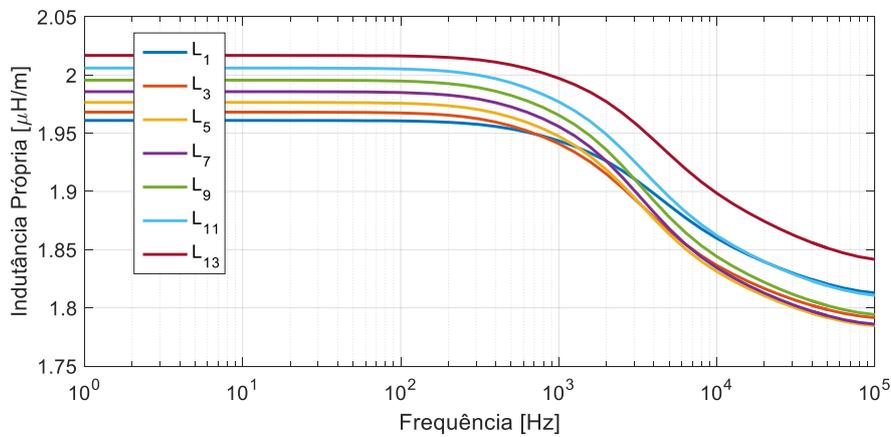


Figura 3.37. Indutância própria na cabeça de bobina.

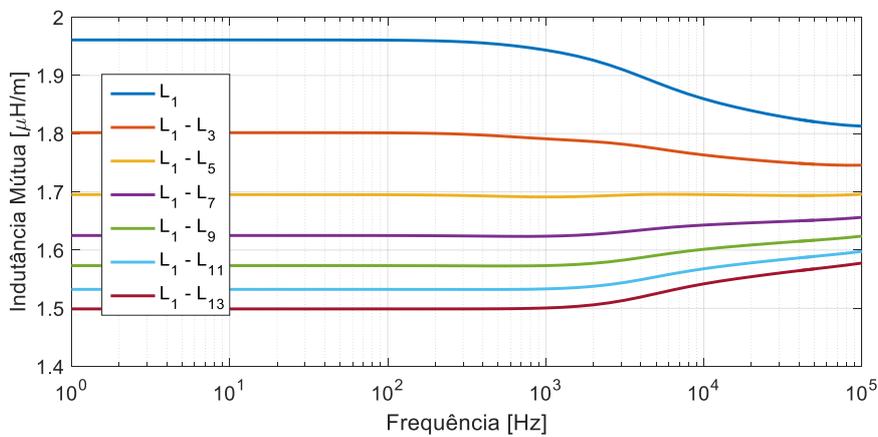


Figura 3.38. Indutância mútua na cabeça de bobina.

Com relação às indutâncias mútuas, percebe-se que a partir de mais ou menos 1 kHz existe uma tendência de convergência dos valores, ou seja, para as primeiras espiras a indutância mútua diminui, enquanto para as últimas espiras aumenta, quando se comparam os valores obtidos para alta frequência com os de baixa frequência. Este fato pode ser melhor explicado, com base na Figura 3.39, que apresenta as linhas de fluxo magnético para diferentes frequências na seção transversal das cabeças de bobina.

Considerando as espiras intermediárias, de acordo com a figura é possível notar que para os menores valores de frequência (0,1 e 60 Hz) as linhas de fluxo magnético se concentram nas espiras mais próximas a elas. Portanto, os valores mútuos são mais altos entre espiras localizadas próximas umas às outras. Para frequências mais altas, devido ao efeito pelicular, as linhas de fluxo magnético são expulsas dos condutores de cobre e, conseqüentemente, as linhas de fluxo magnético ficam concentradas na região da isolação principal (especialmente para 100 kHz). Portanto, as indutâncias mútuas entre espiras mais próximas reduzem em relação aos valores obtidos para baixas frequências, visto que o comprimento do caminho magnético (relutância) aumenta. No entanto, para as espiras mais distantes, mesmo com o aumento do comprimento do caminho magnético, os valores mútuos são maiores que aqueles observados para baixas frequências, pois a concentração de linhas de fluxo que as concatenam aumenta.

A fim de verificar os valores obtidos para todas as espiras, as próximas figuras apresentam as indutâncias e as resistências para a região das cabeças de bobina na forma de imagem matricial para diferentes frequências.

Na Figura 3.40 e na Figura 3.41 são apresentadas as matrizes de indutância para 60 Hz e 100 kHz, respectivamente. Quando os resultados para 100 kHz são comparados com os de 60 Hz, é possível perceber a redução das indutâncias próprias (diagonal principal) e das indutâncias mútuas das espiras próximas umas das outras e aumento da indutância mútua de espiras mais distantes.

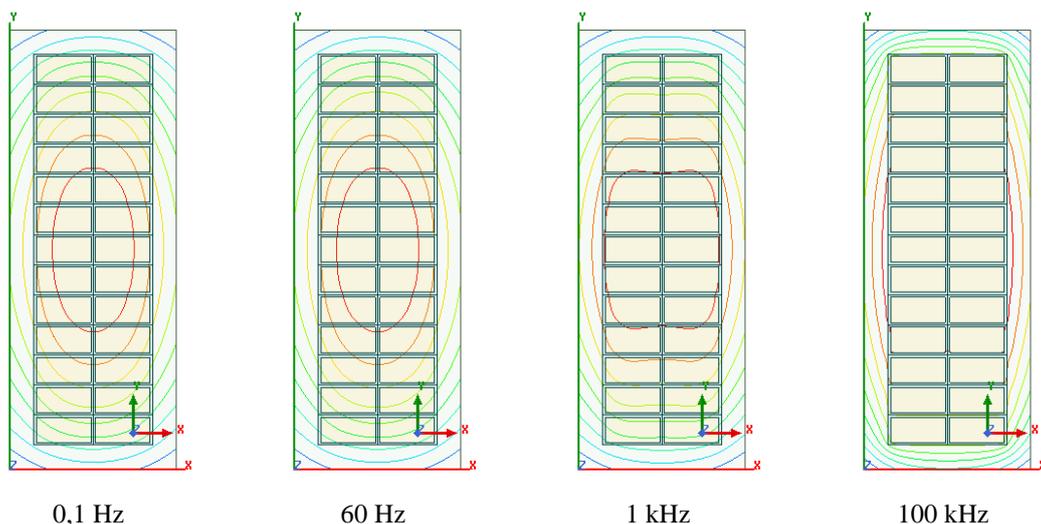


Figura 3.39. Linhas de fluxo magnético na cabeça de bobina.

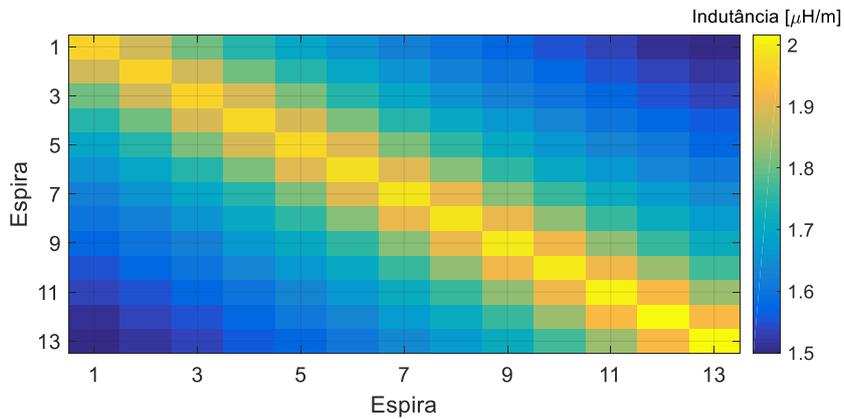


Figura 3.40. Matriz de indutâncias para excitação com frequência de 60 Hz.

Com relação às resistências, a Figura 3.42 e a Figura 3.43 apresentam os resultados obtidos para 60 Hz e 100 kHz, respectivamente. Nota-se que em baixa frequência não existe resistência mútua, visto que o efeito de proximidade é muito pouco pronunciado em baixas frequências. No entanto, para 100 kHz, as resistências mútuas possuem valores consideráveis.

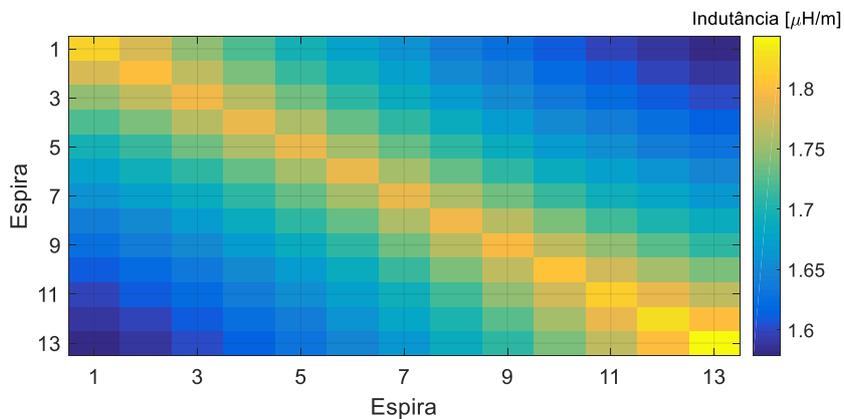


Figura 3.41. Matriz de indutâncias para excitação com frequência de 100 kHz.

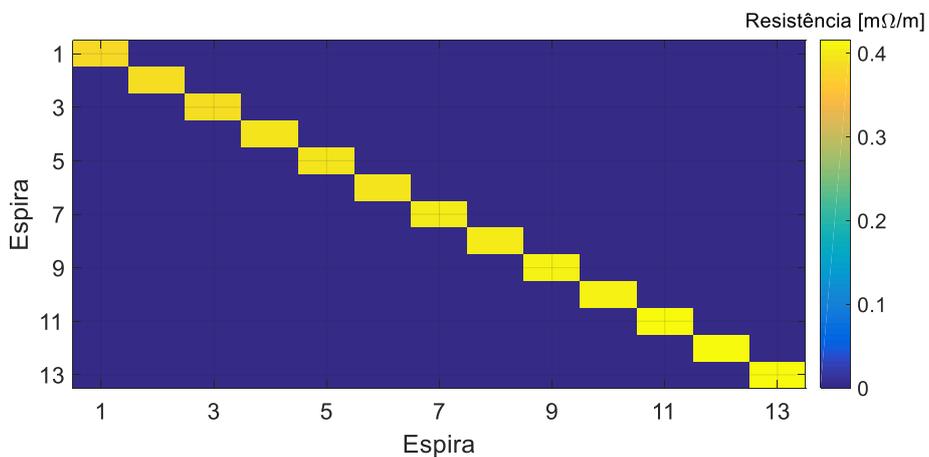


Figura 3.42. Matriz de resistências para excitação com frequência de 60 Hz.

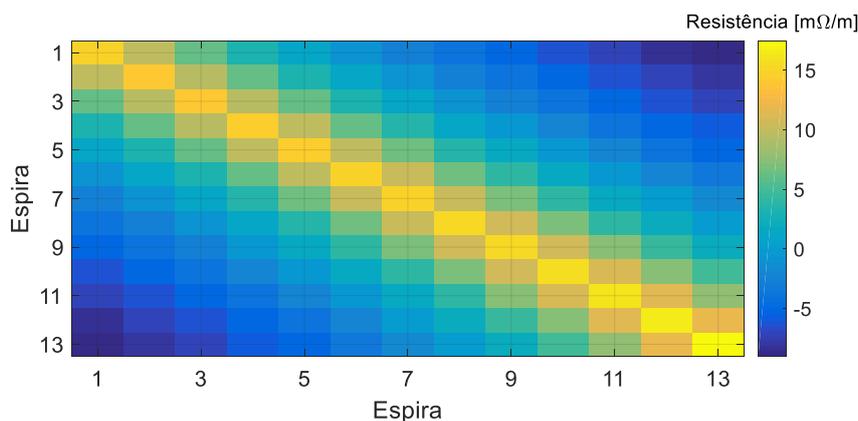


Figura 3.43. Matriz de resistências para excitação com frequência de 100 kHz.

De acordo com as figuras anteriores, verifica-se que, de uma maneira geral, os valores de resistência e indutância próprias não dependem da posição da espira, tendo em vista que as pequenas diferenças encontradas são relativas à diferença no comprimento de cada espiras no trecho curvo. No entanto, a fim de evidenciar os valores de todas as espiras, a Figura 3.44 e a Figura 3.45 apresentam as indutâncias e resistências para algumas das frequências simuladas. Conforme pode ser verificado nas figuras, apesar de serem dependentes das frequências, os valores de resistência e indutância são similares, independentemente da posição da espira na bobina.

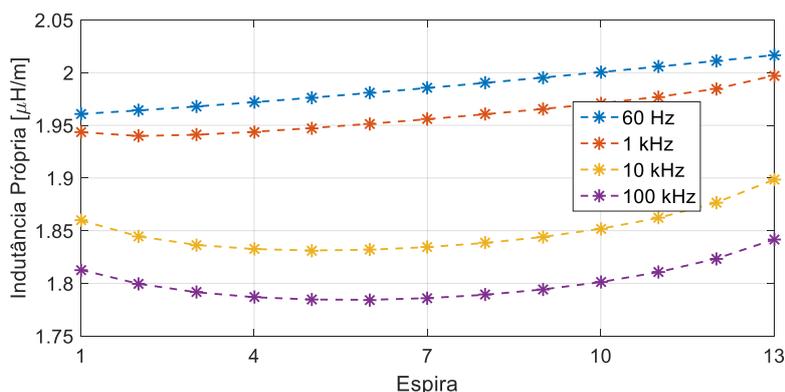


Figura 3.44. Indutância própria nas cabeças de bobina para cada espira.

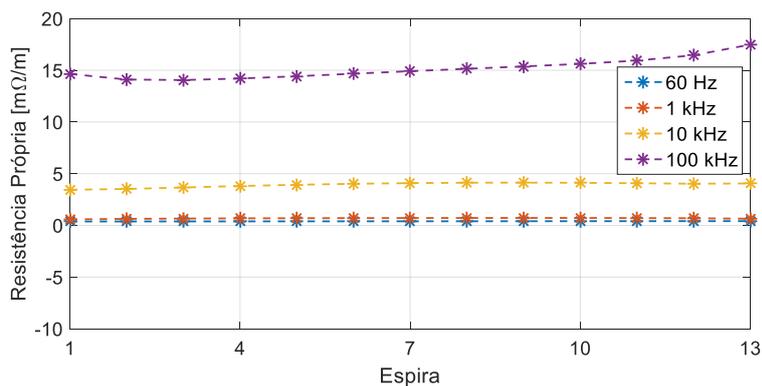


Figura 3.45. Resistência própria nas cabeças de bobina para cada espira.

A fim de validar a geometria 2D, os valores obtidos para as indutâncias próprias das cabeças de bobina (L_{cb}) foram comparados com aqueles obtidos analiticamente conforme equação a seguir [43] para frequência nominal (60 Hz):

$$L_{cb} = 0.2l \cdot \left(\ln \left(\frac{2l_{cb}}{b+a} \right) + \frac{1}{2} - \ln(0.002) \right) \cdot K \quad (3.7)$$

sendo l_{cb} o comprimento da espira na região das cabeças de bobina; b e a as dimensões dos condutores da espira (altura e espessura) e K fator de correção (redução da indutância devido ao trecho curvo).

A Tabela 3.6 mostra a comparação dos resultados obtidos via MEF com os calculados pela Equação 3.7. Para comparação foi utilizada a média dos valores calculados via MEF para todas as espiras. Conforme, pode ser observado os valores possuem razoável conformidade.

Tabela 3.6: Parâmetros usados para modelagem das perdas no núcleo.

Analítico [μH]	FEM [μH]	Erro [%]
2,89	3,15	9,2

De posse dos resultados da resistência e indutância próprias em função da frequência para cada espira das cabeças de bobina, é possível calcular os parâmetros do modelo dependente da frequência apresentado na Figura 3.28, usando a seguinte metodologia:

- R_{cbi-s1} : resistência de baixa frequência, ou seja, a resistência para a menor frequência do range considerado (0 Hz) da i -ésima espira;
- R_{cbi-s2} : diferença entre a resistência de alta frequência (obtida para a maior frequência utilizada, 100 kHz), e a resistência de baixa frequência da i -ésima espira;
- L_{cbi-s1} : indutância de alta frequência da i -ésima espira;
- L_{cbi-s2} : diferença entre a indutância de baixa frequência e a indutância de alta frequência da i -ésima espira.

Usando a metodologia anterior obtém-se os parâmetros do modelo dependente com a frequência e é possível, portanto, obter a resposta em frequência da impedância série equivalente para cada espira. Assim, a resposta em frequência obtida via MEF, considerando as indutâncias e resistências obtidas individualmente para cada frequência, pode ser comparada com a resposta em frequência do modelo equivalente. Os resultados obtidos para a primeira e última espiras, as quais possuem maior diferença nos valores de

resistência e indutância, são mostrados a seguir na Figura 3.46 e Figura 3.47, respectivamente.

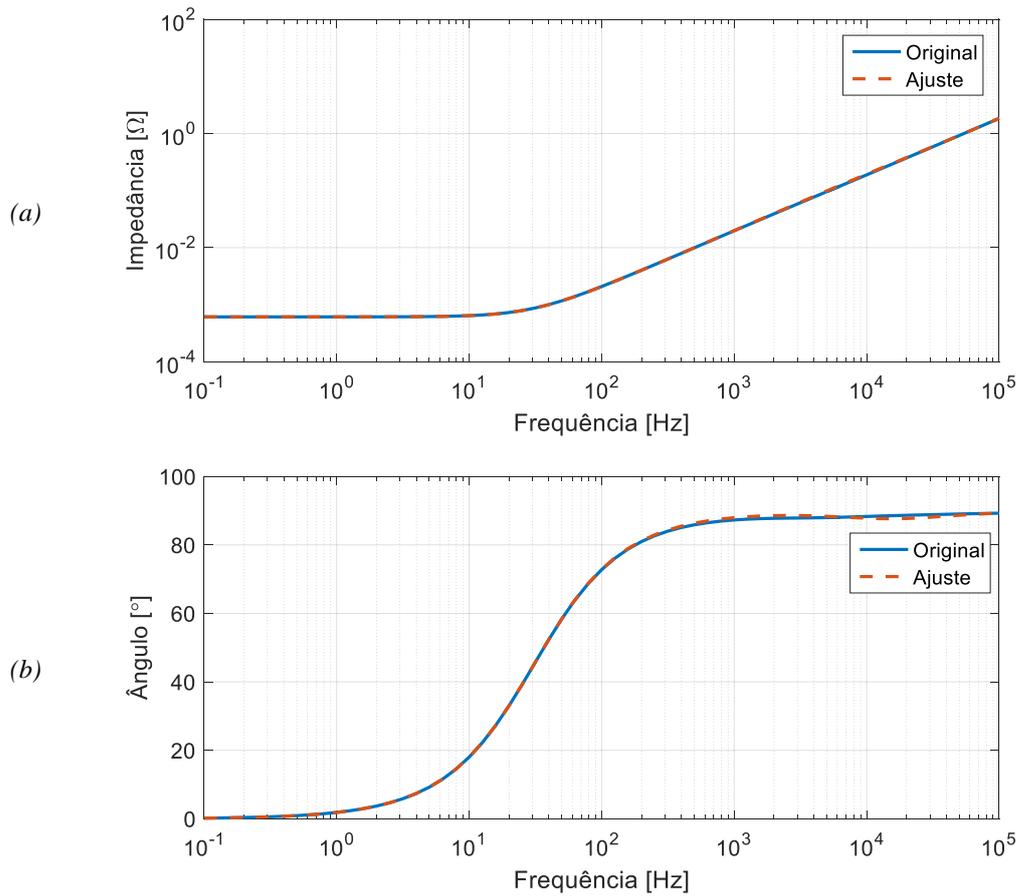
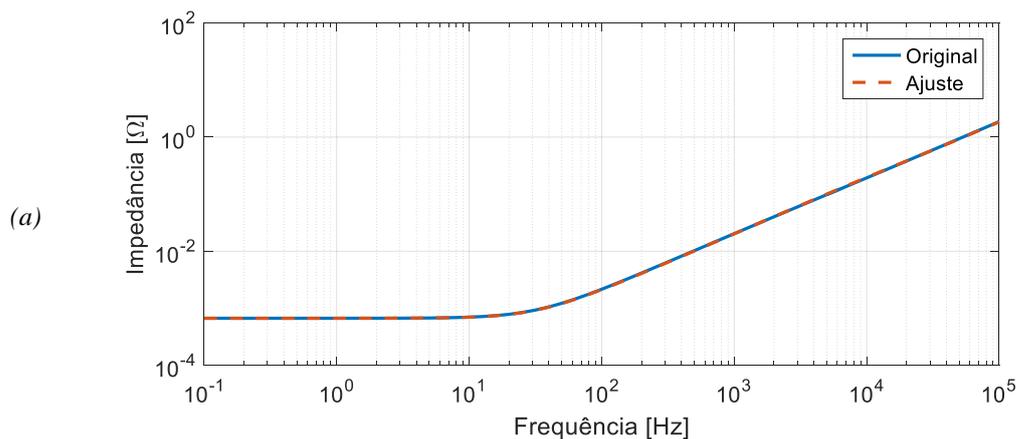


Figura 3.46. Impedância série da primeira espira a) amplitude; b) ângulo.

Conforme pode ser visto, os resultados, original e ajustado, são muito similares e, além disso, vale ressaltar que as respostas para ambas as espiras são minimamente diferentes, o que é válido para todas as espiras das cabeças de bobina. Portanto, o modelo é considerado adequado para reproduzir os efeitos de alta frequência do surto aplicado para todas as espiras.



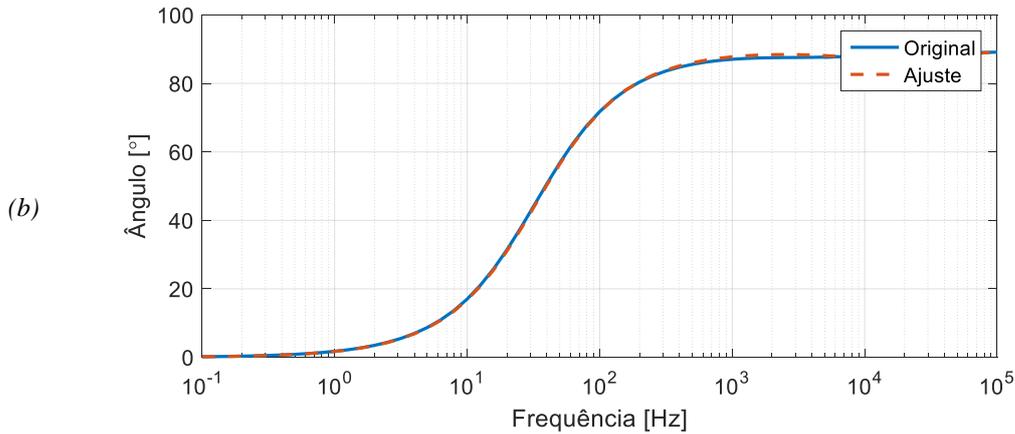


Figura 3.47. Impedância série da última espira a) amplitude; b) ângulo.

O modelo apresentado anteriormente se refere apenas às indutâncias próprias das cabeças de bobina. No entanto, as indutâncias mútuas mostradas na Figura 3.38 também são usadas no modelo. O acoplamento indutivo entre todas as espiras da mesma bobina é considerado para as i -ésimas indutâncias (L_{cbi-s1} e L_{cbi-s2}). O acoplamento usado para as indutâncias L_{cbi-s1} está relacionado aos valores mútuos obtidos para a maior frequência e o acoplamento para as indutâncias L_{cbi-s2} está relacionado à menor frequência.

Os parâmetros do modelo para cada espira podem ser vistos na Tabela 3.7 e conforme pode ser visto, os valores de cada espira diferem ligeiramente devido à diferença de comprimento.

Tabela 3.7: Parâmetros do modelo das cabeças de bobina.

Espira	L_{cb-s1} [μH]	L_{cb-s2} [μH]	R_{cb-s1} [$\text{m}\Omega$]	R_{cb-s2} [$\text{m}\Omega$]
1	2,92	2,39	0,61	23,0
2	2,90	2,66	0,62	22,1
3	2,89	2,85	0,62	22,1
4	2,88	2,99	0,62	22,3
5	2,88	3,09	0,63	22,6
6	2,88	3,17	0,63	23,0
7	2,88	3,22	0,64	23,4
8	2,89	3,25	0,64	23,8
9	2,89	3,25	0,65	24,1
10	2,91	3,22	0,65	24,5
11	2,92	3,15	0,66	25,0
12	2,94	3,03	0,66	25,9
13	2,97	2,83	0,67	27,5

3.5 Modelagem do núcleo do estator

A fim de verificar a influência do núcleo do estator em razão de uma excitação com alta frequência, os parâmetros elétricos são também calculados para a região do núcleo do estator e comparados com aqueles obtidos para a região das cabeças de bobina. Vale lembrar que, para a região do núcleo do estator, somente as capacitâncias são inseridas entre os condutores da geometria modelada como elementos de circuito e, portanto, a resistência e indutância são calculadas somente a título de comparação.

Devido à simetria da região do núcleo do estator, os parâmetros são calculados usando uma geometria 2D para ambos os *solvers*, “*Eddy Current*” e “*Electrostatic*”. O modelo é formado por uma única ranhura na região do núcleo do estator, usando uma simetria de 1/72 do modelo completo do motor (o motor é formado por 72 ranhuras), tal como pode ser visto na Figura 3.48, a qual apresenta de forma ampliada uma das duas bobinas do enrolamento em dupla camada.

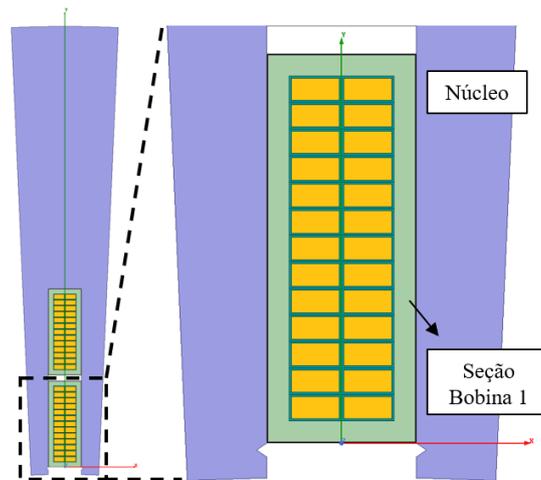


Figura 3.48. Região do núcleo do estator.

Nos próximos itens, os parâmetros elétricos calculados para a região do núcleo do estator são apresentados. A mesma metodologia usada para obter indutância, resistência e capacitância para a geometria da cabeça de bobina é usada novamente para ambos os *solvers*. O primeiro passo para o cálculo dos parâmetros é a modelagem do núcleo do estator, sendo que as principais características a serem consideradas são a curva BH (densidade de fluxo magnético \times intensidade de campo magnético), bem como, as perdas no núcleo, as quais são apresentadas com mais detalhes em sequência.

3.5.1 Modelo Magnético do Núcleo

Conforme apresentado em [73][74] o núcleo magnético laminado afeta a distribuição de tensão transitória e, caso não seja corretamente modelado, resultados subestimados podem ser obtidos.

No programa de elementos finitos utilizado, a permeabilidade do núcleo magnético pode ser considerada como um valor constante ou variável de acordo com uma curva pré-definida. Para este trabalho foi considerada uma curva BH típica para máquinas de grande porte apresentada em [73], a qual pode ser vista na Figura 3.49.

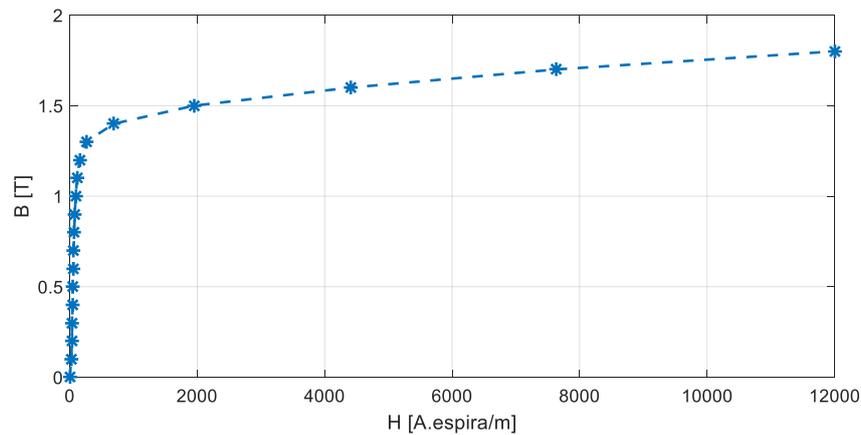


Figura 3.49. Curva BH do núcleo do estator.

O próximo passo para modelagem do núcleo é a consideração das perdas. Para os estudos transitórios é importante que o modelo leve em conta a dependência das perdas com a frequência, a qual é considerada no pacote computacional utilizado. A sistematização para inclusão dos parâmetros necessários para modelagem inclui o entendimento da modelagem utilizada pelo programa. As perdas no núcleo, consideradas pelo pacote computacional, podem ser divididas em 3 parcelas, sendo elas [61][76]:

- 1) Perdas por correntes parasitas

$$P_c = k_c (f B_m)^2 \quad (3.8)$$

$$k_c = \pi^2 \sigma^2 \frac{d^2}{6} \quad (3.9)$$

- 2) Perdas por histerese

$$P_h = k_h f B_m^2 \quad (3.10)$$

3) Perdas adicionais

$$P_a = k_a (f B_m)^{1,5} \quad (3.11)$$

Sendo: k_c : coeficiente de perdas parasitas;
 k_h : coeficiente de perdas por histerese;
 k_a : coeficiente de perdas adicionais;
 f : frequência [Hz];
 B_m : valor máximo da densidade de fluxo magnético [T];
 σ : condutividade elétrica da chapa magnética [S/m];
 d : espessura da chapa magnética [m].

O programa calcula as perdas durante a simulação com base nos coeficientes k_c , k_h e k_a pré-determinados. Para o cálculo dos coeficientes o usuário deve fornecer a curva de perda do material magnético em função da densidade de fluxo magnético. Para estudos transitórios é desejado que esta curva seja conhecida para diferentes valores de frequência. Para a modelagem, foi considerada a curva de um material tipicamente usado em máquinas de média tensão de grande porte, cujas informações necessárias foram obtidas em [73], as quais estão apresentadas na Tabela 3.8 e na Figura 3.50, mostradas a seguir. Conforme apresentado na Figura 3.50, foram consideradas as perdas em função da densidade de fluxo magnético para as frequências 50 Hz, 1 kHz e 2,5 kHz.

Tabela 3.8: Parâmetros usados para modelagem das perdas no núcleo.

Parâmetro	Valor
Espessura da chapa magnética [mm]	0,35
Densidade [g/cm ³]	7,6
Fator de Empilhamento	0,97
Condutividade da chapa magnética [S/m]	1,7·10 ⁶

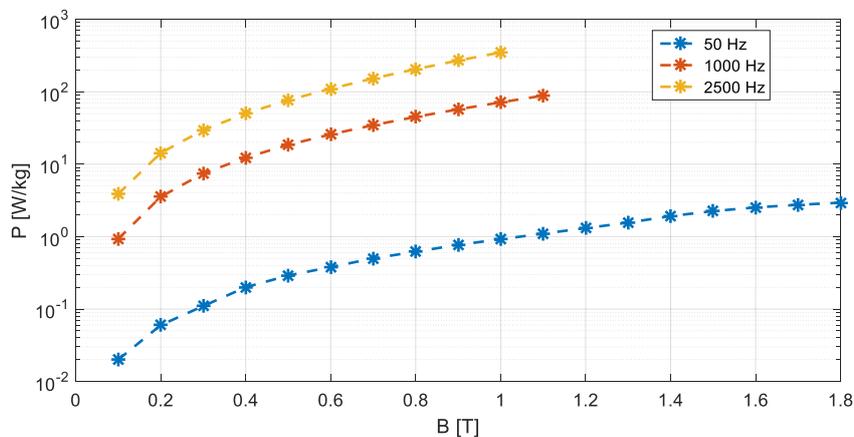


Figura 3.50. Perdas no núcleo do estator em função da frequência.

Com as informações apresentadas anteriormente é possível obter os coeficientes de perdas para a chapa magnética em questão. Os valores calculados pelo programa estão apresentados na Tabela 3.9.

Tabela 3.9: Fatores de perdas do núcleo.

Parâmetro	Valor
coeficiente de perdas parasitas (k_c)	0,314
coeficiente de perdas por histerese (k_h)	227,1
coeficiente de perdas adicionais (k_a)	0

3.5.2 Impedância Série

Para obter as indutâncias e resistências para a região do núcleo do estator, novamente é usado o *solver Eddy Current*, o qual soluciona a Equação 3.6 apresentada na seção anterior. A Figura 3.30 mostra a malha utilizada para cálculo da resistência e da indutância. Vale ressaltar a diferença em relação à malha apresentada na Figura 3.30 para as cabeças de bobina, visto que para o cálculo coerente é necessário incluir elementos de malha adequados, em razão da profundidade de penetração, também no núcleo do estator.

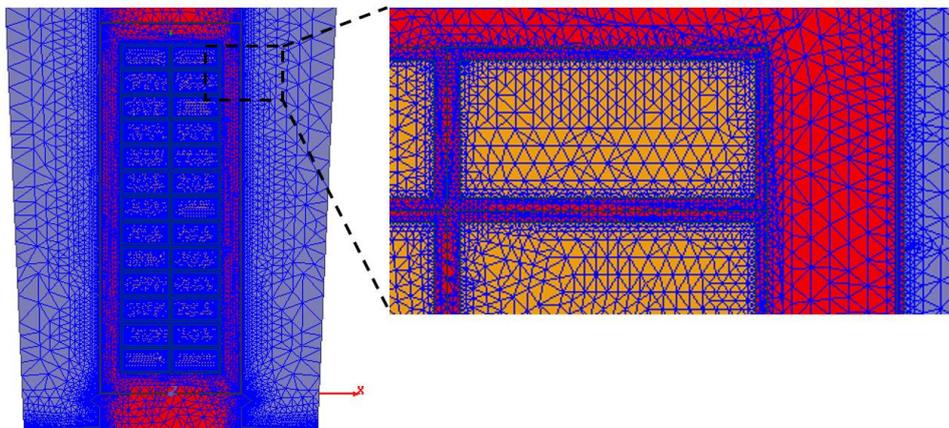


Figura 3.51. Malha utilizada para o núcleo do estator.

A distribuição das linhas de fluxo magnético para as excitações com 60 Hz e 100 kHz podem ser vistas na Figura 3.52. Como pode ser notado, as linhas de fluxo magnético são expelidas dos condutores de cobre devido ao efeito pelicular, tal como observado na região da cabeça de bobina. Além disso, nota-se também que o núcleo se comporta como uma barreira para o fluxo magnético produzido por excitações de alta frequência devido à redução da profundidade de penetração do campo, a qual não é observada para a excitação com 60 Hz.

A densidade de fluxo magnético na seção transversal da região do núcleo do estator é apresentada para estas mesmas frequências (60 Hz e 100 kHz) na Figura 3.53. De acordo com as figuras, a influência da frequência da fonte de excitação na distribuição de campo magnético é evidente, tendo em vista que para altas frequências a maior densidade é

encontrada nas regiões das isolações principal e entre espiras devido ao efeito pelicular. Adicionalmente, a Figura 3.54 e a Figura 3.55 mostram a distribuição de densidade de corrente na seção transversal da bobina, sendo possível perceber a distribuição não uniforme para frequência de 100 kHz.

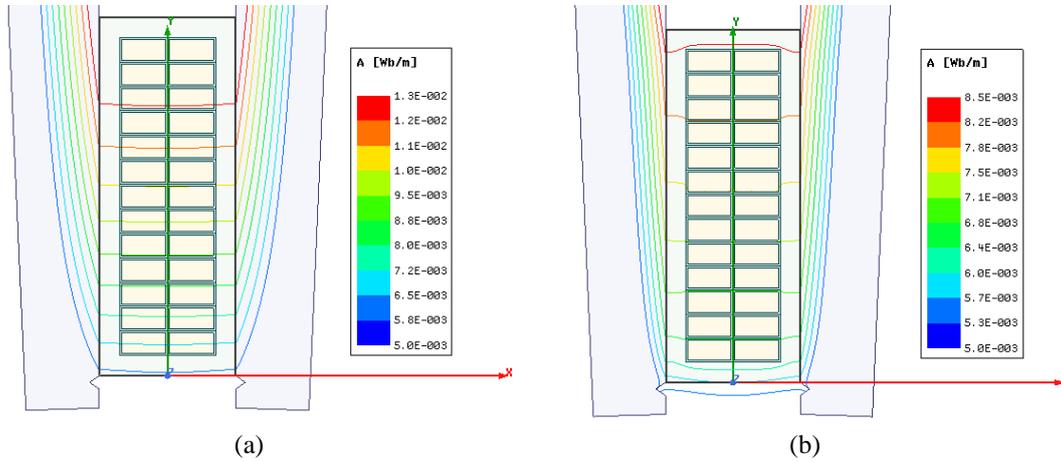


Figura 3.52. Linhas de fluxo a) 60 Hz; b) 100 kHz.

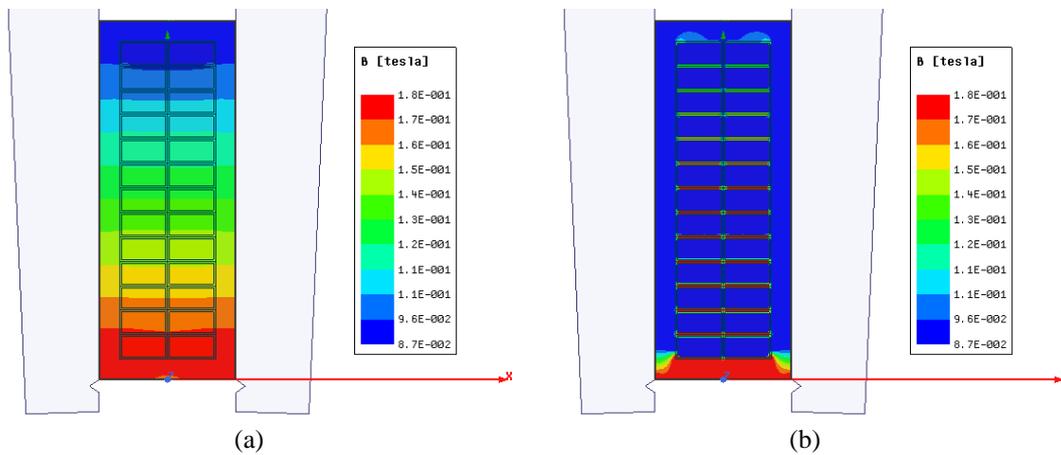


Figura 3.53. Densidade de fluxo magnético a) 60 Hz; b) 100 kHz.

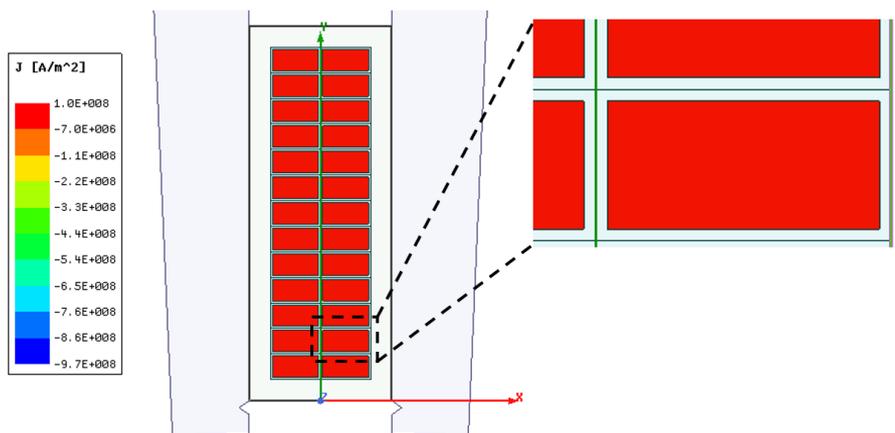


Figura 3.54. Densidade de corrente para 60 Hz.

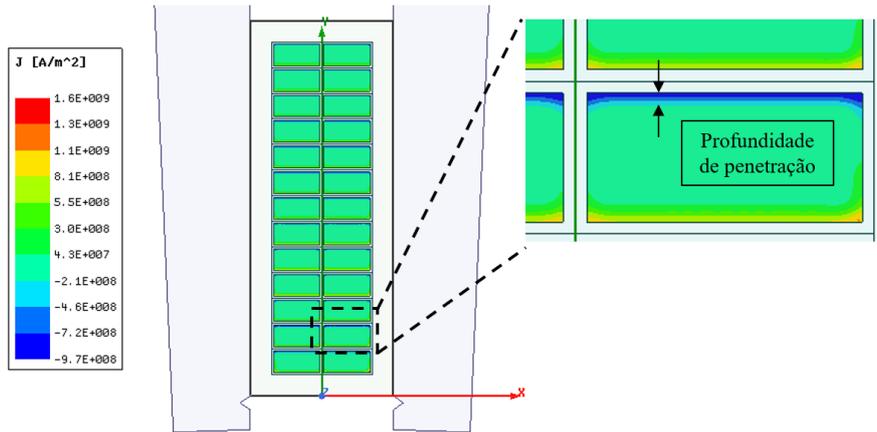


Figura 3.55. Densidade de corrente para 100 kHz.

Com relação aos parâmetros elétricos para a região do núcleo do estator, a Figura 3.56 e a Figura 3.57 apresentam as resistências própria e mútuas, e a Figura 3.58 e a Figura 3.59 mostram as indutâncias própria e mútuas, respectivamente, em função da frequência da fonte de excitação.

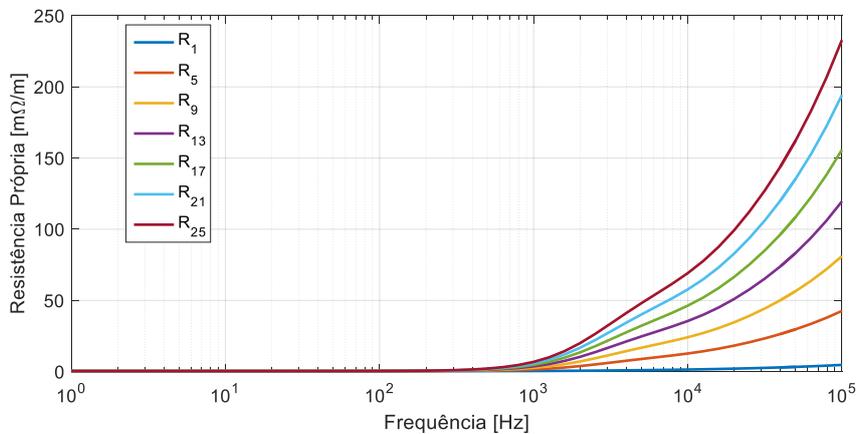


Figura 3.56. Resistência própria no núcleo do estator.

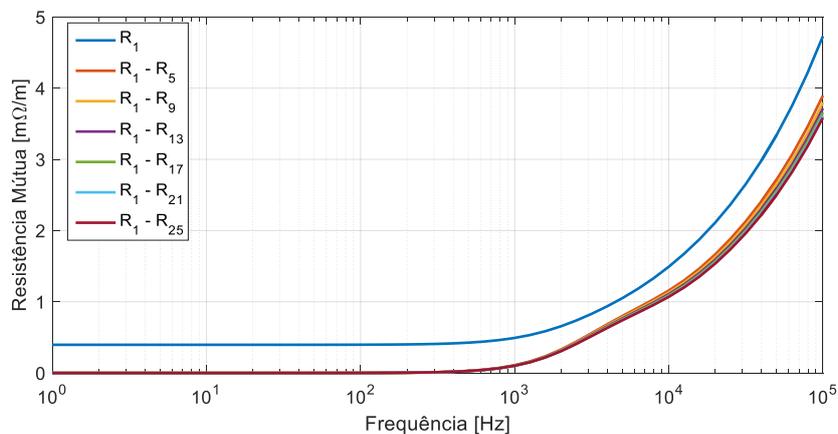


Figura 3.57. Resistência mútua no núcleo do estator.

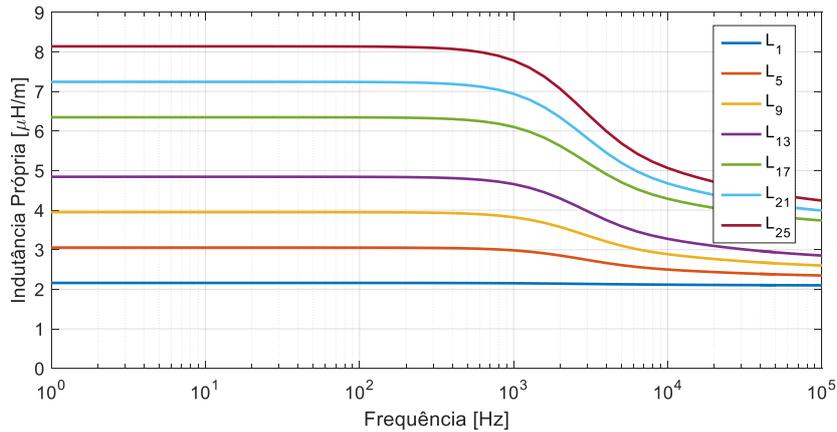


Figura 3.58. Indutância própria no núcleo do estator.

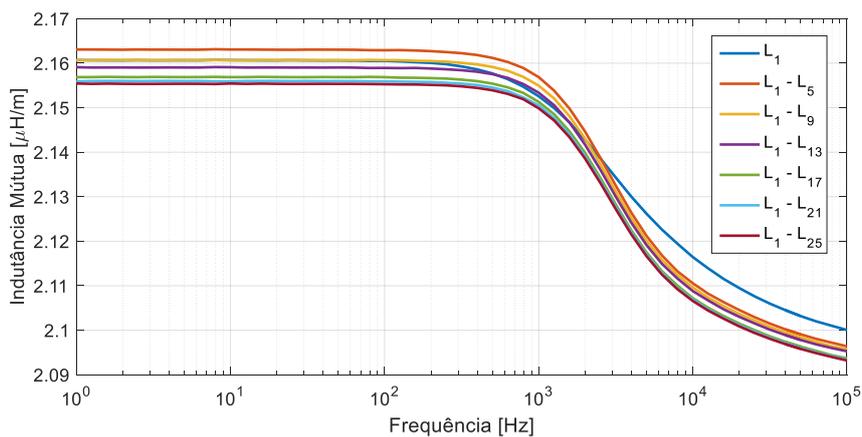


Figura 3.59. Indutância mútua no núcleo do estator.

Com relação às resistências percebe-se que os valores de cada espira são notadamente diferentes em função da espira sob análise, de modo que quanto mais ao fundo da ranhura maior a resistência, devido à proximidade com o núcleo magnético em três lados adjacentes das espiras. Para as resistências mútuas, todas são positivas, ou seja, o efeito de proximidade de todas as outras espiras atuam no sentido de aumentar a resistência da espira 1, diferentemente do observado na região das cabeças de bobina que apresentou resistências mútuas negativas entre as espiras mais distantes.

Ainda, as indutâncias próprias têm comportamento similar às das cabeças de bobina, ou seja, os valores reduzem com o aumento da frequência. Todavia, para as indutâncias mútuas o comportamento é diferente para as espiras mais distantes, pois no núcleo do estator elas também reduzem para altas frequências.

De um modo geral é possível notar que a resistência e a indutância na região do núcleo do estator são muito mais afetadas do que na região da cabeça de bobina, para ambas as grandezas, próprias e mútuas. A principal razão deste comportamento é que, conforme já mencionado, o núcleo magnético do estator representa uma barreira para o fluxo magnético gerado pela excitação de alta frequência e, como consequência, as linhas de fluxo magnético ficam confinadas na ranhura, diferentemente das cabeças de bobina

em que o fluxo magnético somente é expelido dos condutores. Conforme pode ser visto, a resistência própria para a frequência de 100 kHz chega a ser alterada a quase 250 vezes quando comparada com o valor obtido para a frequência nominal, o que se mostra coerente com os resultados de medição apresentados em [77].

Tal como feito para a região das cabeças de bobina, as próximas figuras apresentam as indutâncias e as resistências na forma de imagem matricial para diferentes frequências. Na Figura 3.60 e na Figura 3.61 são apresentadas as matrizes de indutância para 60 Hz e 100 kHz, respectivamente. Quando os resultados para 100 kHz são comparados com os de 60 Hz, é possível perceber a redução das indutâncias próprias e mútuas. Além disso, fica claro que as espiras situadas mais ao fundo da ranhura possuem indutâncias maiores devido aos três lados adjacentes ao núcleo magnético.

Com relação às resistências, a Figura 3.62 e a Figura 3.63 apresentam os resultados obtidos para 60 Hz e 100 kHz, respectivamente. Nota-se que em baixa frequência não existe resistência mútua, visto que o efeito de proximidade é muito pouco pronunciado em baixas frequências, tal como observado para a região da cabeça de bobina. No entanto, para 100 kHz, as resistências mútuas possuem altos valores, os quais são consideravelmente maiores que aqueles observados para a cabeça de bobina.

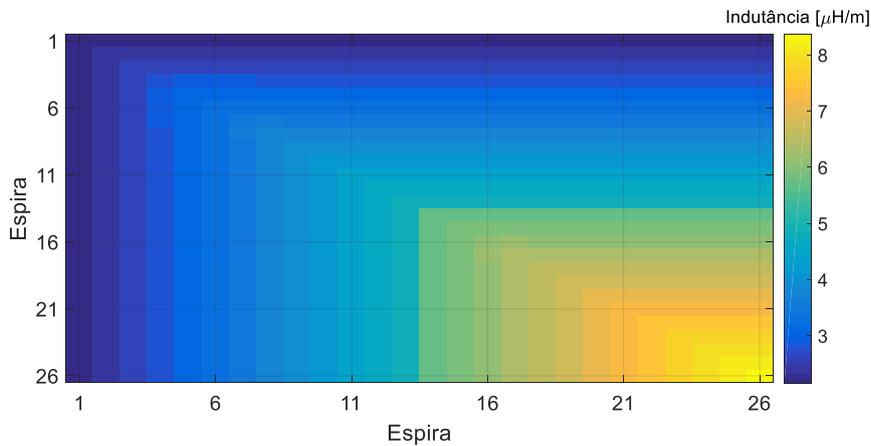


Figura 3.60. Matriz de indutâncias para excitação com frequência de 60 Hz.

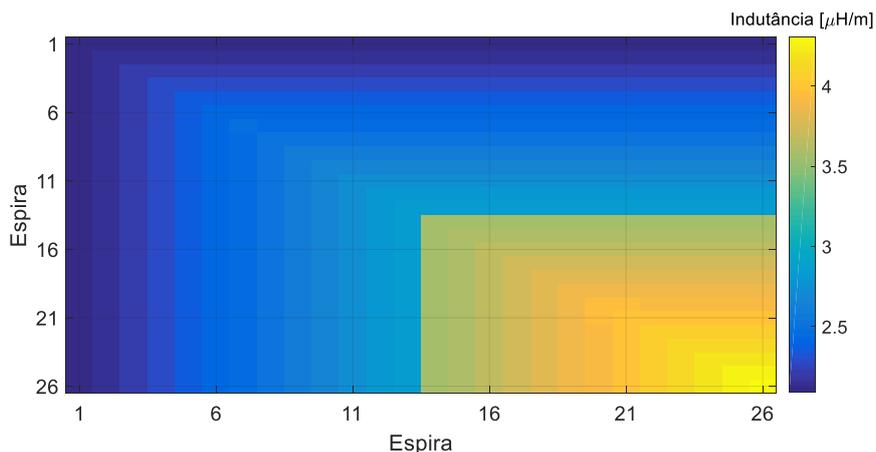


Figura 3.61. Matriz de indutâncias para excitação com frequência de 100 kHz.

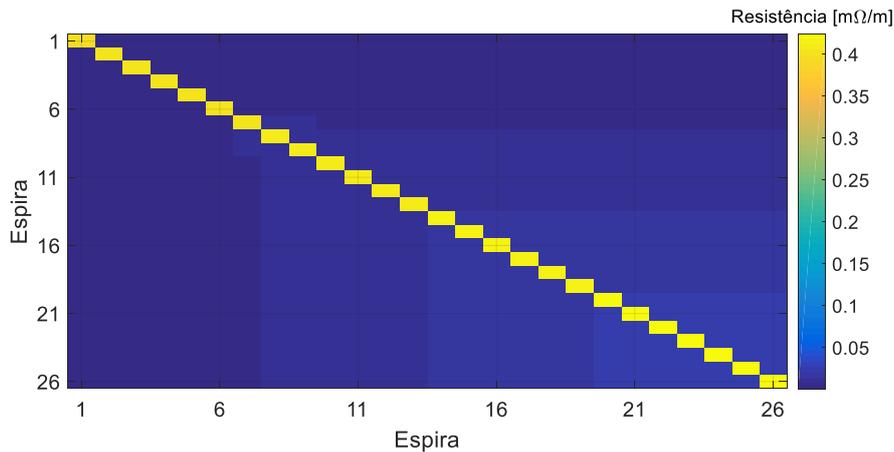


Figura 3.62. Matriz de resistências para excitação com frequência de 60 Hz.

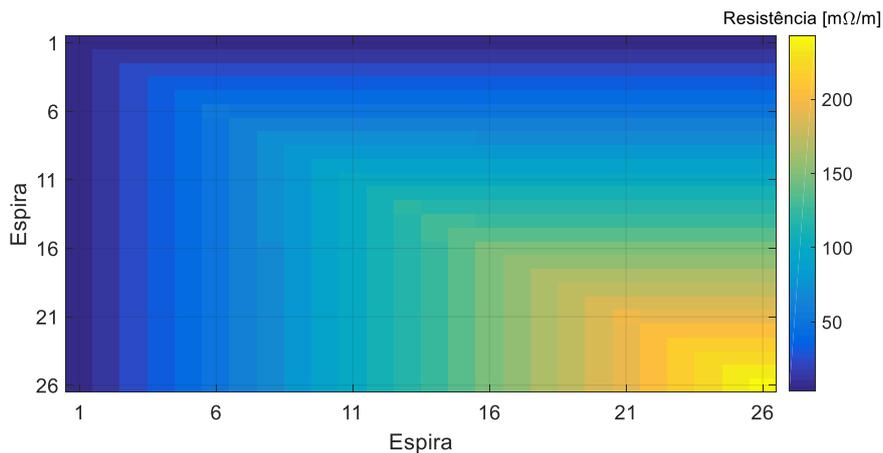


Figura 3.63. Matriz de resistências para excitação com frequência de 100 kHz.

Para evidenciar a dependência dos parâmetros próprios em função da posição da espira na ranhura, tal como feito para a região das cabeças de bobina, a Figura 3.64 e a Figura 3.65 apresentam os valores de indutância e resistência, respectivamente, de todas as espiras das duas bobinas para algumas das frequências simuladas. Diferentemente da região das cabeças de bobina, pode-se observar que a indutância das espiras situadas mais ao fundo da ranhura é mais alta, no entanto, a diferença é reduzida para frequências mais elevadas. Pode-se notar também a alteração da indutância entre as espiras 13 e 14, que é devido a distância existente entre as bobinas na mesma ranhura, o que afeta o caminho magnético do fluxo. Por outro lado, as resistências têm comportamento oposto ao das indutâncias, ou seja, para baixas frequências não se observa dependência com a posição da espira, havendo diferença para frequências mais elevadas.

A fim de contornar a diferença dos parâmetros em função da posição da espira, normalmente, as bobinas pré-formadas são montadas de tal forma que as espiras de um lado da bobina que estejam localizadas mais ao fundo da ranhura, no retorno da bobina elas são posicionadas mais próximas do topo da ranhura e, conseqüentemente, esta diferença de parâmetros é compensada. Este tipo de montagem é considerado no motor analisado neste trabalho, tal como pode ser observado na Figura 3.66.

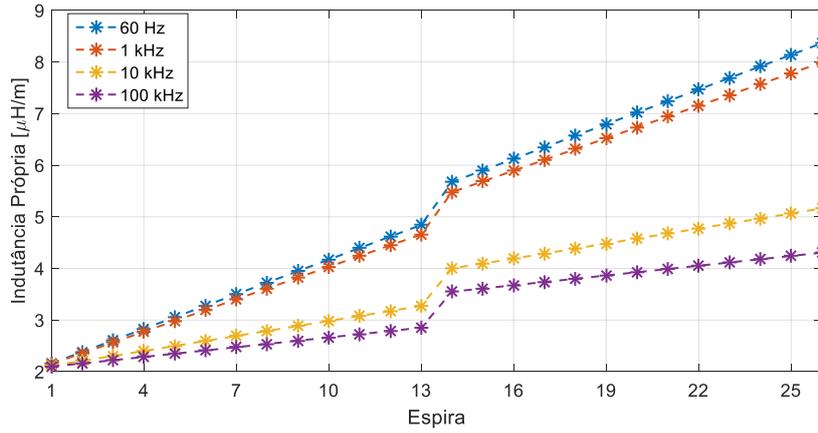


Figura 3.64. Indutância própria no núcleo do estator para cada espira.

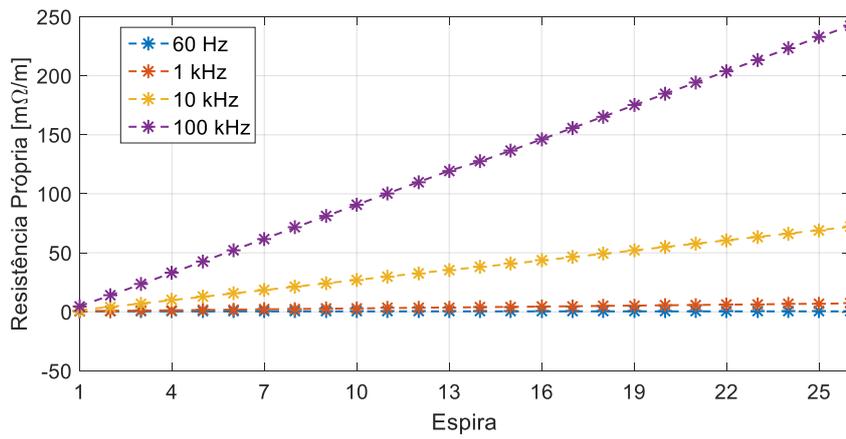


Figura 3.65. Resistência própria no núcleo do estator para cada espira.

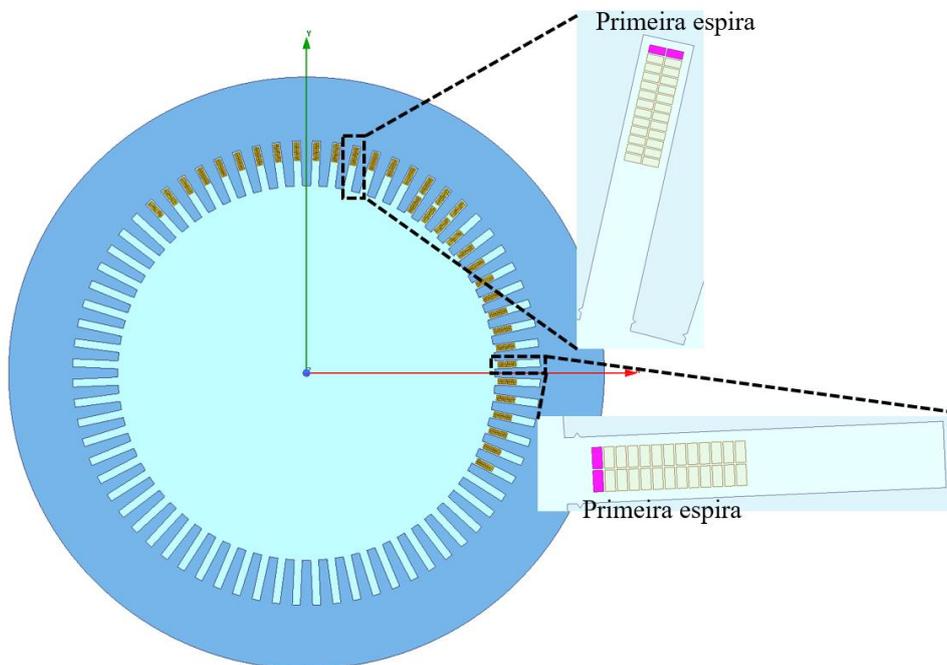


Figura 3.66. Primeira espira da fase "a" nas ranhuras.

3.5.3 Capacitância

Para o cálculo das capacitâncias na região do núcleo do estator, novamente é usado o solver *Electrostatic*, no entanto, diferentemente da região das cabeças de bobina, uma geometria 2D é utilizada. A seguinte equação é solucionada pelo solver em coordenadas retangulares [61]:

$$\nabla \cdot (\varepsilon \nabla \phi(x, y)) = -\rho \quad (3.12)$$

onde ε é a permissividade dielétrica, ϕ é o fluxo elétrico e ρ densidade de carga.

A Figura 3.67 mostra a geometria usada para cálculo das capacitâncias na região do núcleo do estator. As simulações realizadas para a obtenção das capacitâncias entre espiras e das espiras para terra foram feitas da mesma forma que para a região das cabeças de bobina, apenas sendo diferente o fato de que há aterramento em toda a extensão da geometria devido à presença da camada semicondutiva. As espessuras dos condutores e das isolações utilizadas, bem como, as permissividades dos materiais isolantes, são as mesmas usadas para a cabeça de bobina, cujos valores podem ser vistos na Tabela 3.2. O núcleo do estator é considerado aterrado e a camada semicondutiva garante um potencial reduzido na superfície externa da isolação principal, de tal forma que toda a superfície externa da bobina pode ser considerada aterrada.

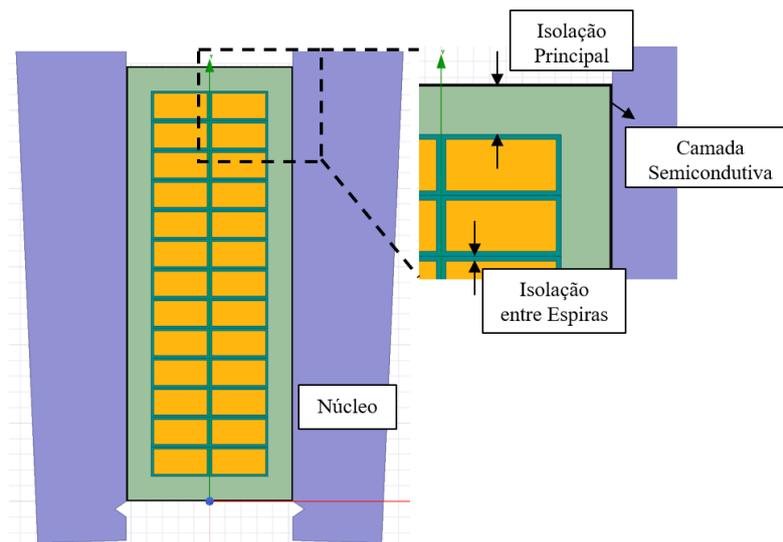


Figura 3.67. Geometria usada para cálculo das capacitâncias no núcleo do estator.

A Figura 3.68 mostra a parte da geometria aterrada, bem como, uma das espiras sendo excitada.

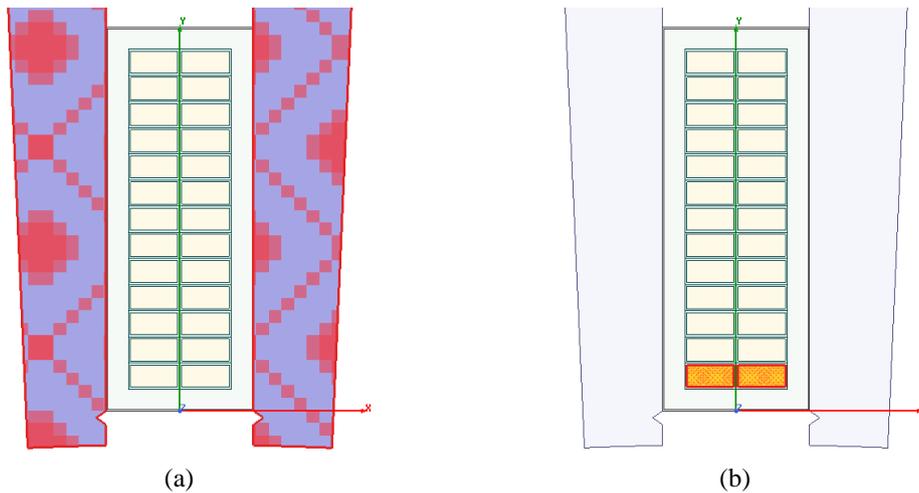


Figura 3.68. Simulação eletrostática do núcleo do estator (a) terra; (b) espira.

A Figura 3.69 mostra as distribuições de tensão e de campo elétrico para a região do núcleo do estator. De acordo com a figura é possível notar que a tensão varia linearmente do valor máximo até zero, e o campo elétrico é aproximadamente constante, ao longo da isolamento principal, tal como observado para o trecho aterrado da cabeça de bobina.

Os valores de capacitância obtidos podem ser visualizados na Tabela 3.3 e as imagens matriciais são também apresentadas nas Figura 3.70 e Figura 3.71 para uma e duas bobinas, respectivamente. Mais uma vez, de acordo com as simulações, as capacitâncias entre espiras não adjacentes podem ser desconsideradas. Os valores das capacitâncias mútuas (entre espiras) são similares aos obtidos para a cabeça de bobina, entretanto, é importante notar que os valores de capacitância entre espiras e terra são consideravelmente maiores que aqueles obtidos para a cabeça de bobina, o que é explicado pelo fato de que na região do núcleo do estator a superfície externa da bobina é aterrada em toda a extensão da ranhura.

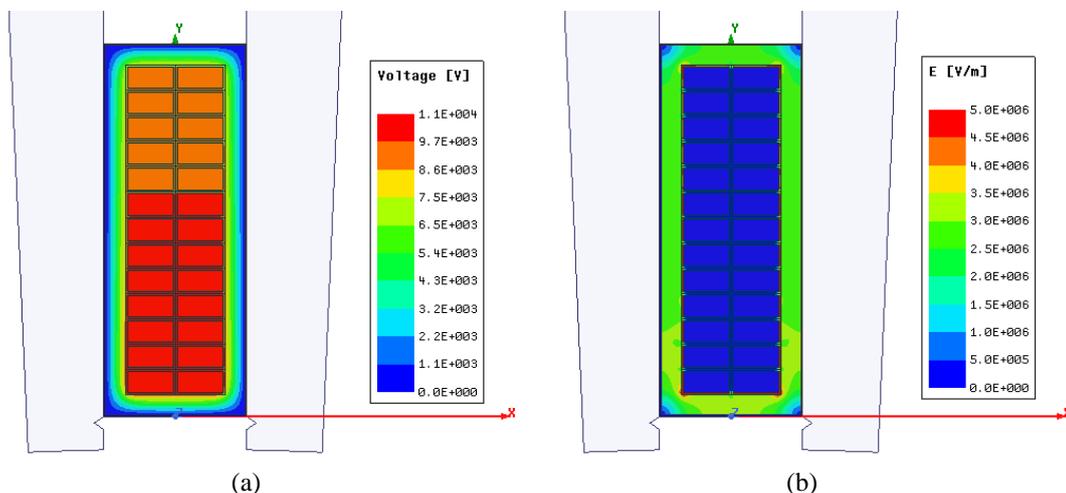


Figura 3.69. Distribuições no núcleo do estator (a) tensão; (b) campo elétrico.

Tabela 3.10: Valores de capacitância para a região do núcleo do estator.

Parâmetro		Valor [pF]
Capacitância mútua entre espiras adjacentes		1204,9
Capacitância entre espira e terra	Primeira e última espira da bobina	539,8
	Espiras intermediárias da bobina	166,1

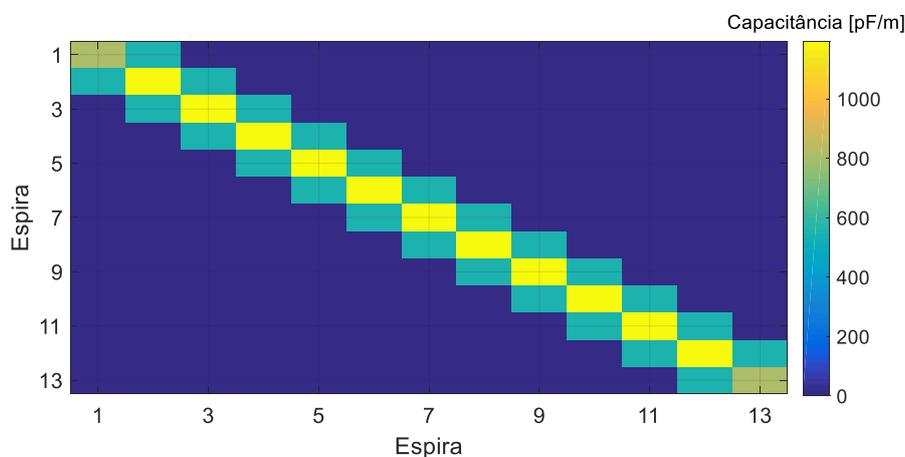


Figura 3.70. Matriz de capacitâncias o núcleo do estator.

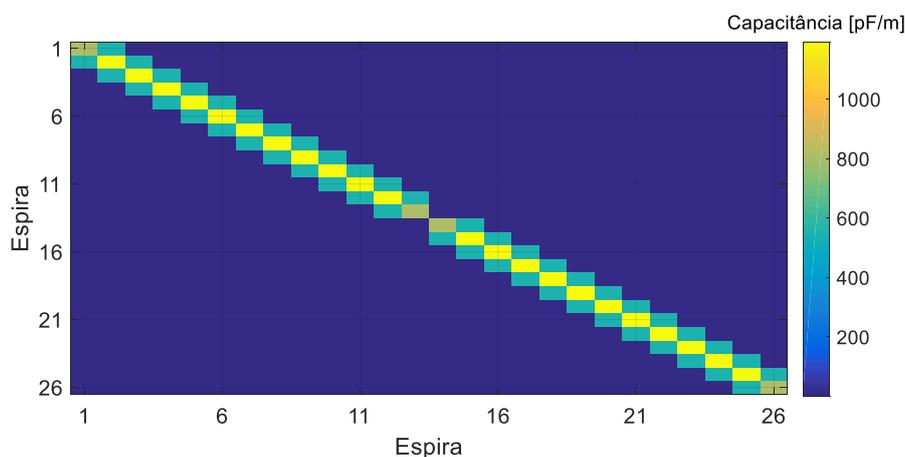


Figura 3.71. Matriz de capacitâncias o núcleo do estator.

Para finalizar a análise das capacitâncias, na subseção anterior foi afirmado que a capacitância pode ser considerada como independente da frequência. Assim, foram feitas simulações em um solver diferente do *Electrostatic* em que é possível obter a curva de capacitância em função da frequência para confirmar a referida afirmação. As simulações foram feitas no *Q2D Extractor* do Ansys Maxwell em que se calcula a matriz de capacitâncias para diferentes valores de frequência, sendo para isso necessário, definir o fator de perdas dielétricas ($\tan \delta$) da isolamento. Para as análises foi utilizado um fator de perdas dielétricas igual a 0,006 escolhido com base em [1]. Vale também ressaltar que as simulações foram feitas apenas para a região do núcleo do estator, visto que, caso a geometria 3D da cabeça de bobina fosse utilizada, muito tempo de simulação seria demandado para analisar todas as frequências.

A Figura 3.72 apresenta as curvas obtidas para as capacitâncias entre espiras e terra (da primeira espira - C_1 e de uma espira intermediária - C_2) e mútua (C_1-C_2). Conforme pode ser observado, as capacitâncias são praticamente constantes ao longo da faixa de frequência considerada. As maiores diferenças foram observadas para a capacitância entre a primeira espira e terra, cuja curva é mostrada de forma ampliada na Figura 3.73. A maior diferença observada foi de 2,9% e, portanto, as capacitâncias podem ser consideradas como independentes da frequência para as análises neste trabalho. No entanto, é importante observar que esta conclusão é válida até a máxima frequência usada neste trabalho (100 kHz) e para materiais usados em sistemas de isolamento modernos, os quais possuem fator de perdas dielétrica extremamente pequeno.

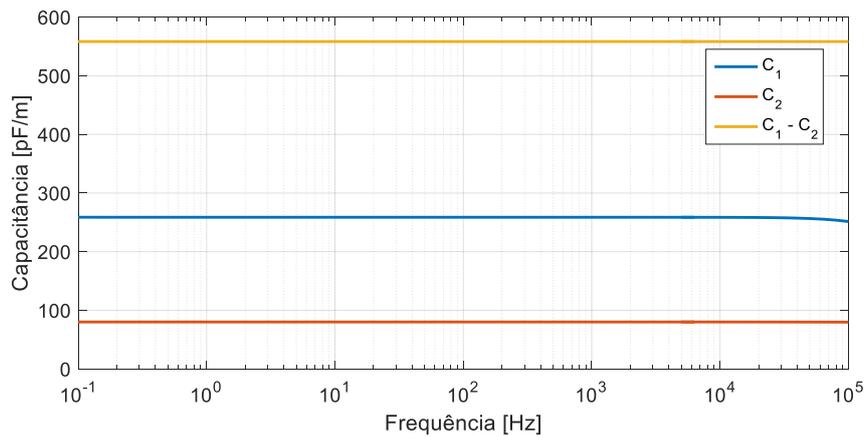


Figura 3.72. Capacitâncias em função da frequência.

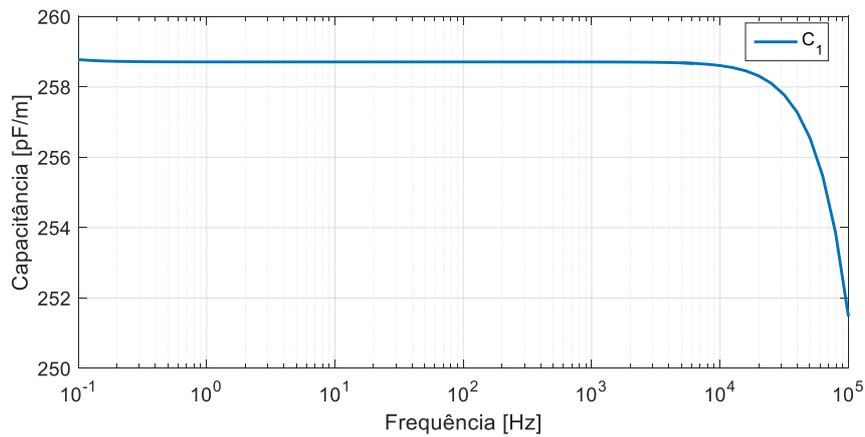


Figura 3.73. Capacitâncias em função da frequência da primeira espira para terra.

3.6 Discussão sobre o Modelo Utilizado

Nas seções anteriores, o modelo foi apresentado e os parâmetros necessários para sua implementação foram calculados. Apesar do modelo magnético usado para o núcleo do estator não ser representado por parâmetros concentrados, as cabeças de bobina e as capacitâncias parasitas do modelo completo são agrupadas ao nível das espiras. Assim, é necessário verificar se esta consideração é adequada para simular corretamente a propagação do surto nos enrolamentos.

A utilização de parâmetros concentrados implica em considerar que a tensão e a corrente não variam ao longo dos elementos representados de forma concentrada [38]. A frequência máxima representada por cada circuito π , de tal forma que se possa considerar que não há variação da corrente e da tensão, pode ser calculada com base no comprimento considerado para cada circuito π , conforme Equação 3.13:

$$f_{max\pi} = \frac{v_p}{10l_\pi} \quad (3.13)$$

sendo v_p a velocidade de propagação do surto, $f_{max\pi}$ a frequência máxima capturada pelo circuito π e l_π o comprimento de cada circuito π .

Esta equação admite que a modelagem é adequada quando se considera pelo menos 10 circuitos π para cada comprimento de onda mínimo do circuito, tal como apresentado em [78].

Assim, para o cálculo da frequência máxima capturada pelo circuito π é necessário conhecer a velocidade de propagação do surto nos enrolamentos, a qual pode ser calculada por:

$$v_p = \frac{c}{\sqrt{\epsilon_r}} \quad (3.14)$$

onde c é a velocidade da luz ($3 \cdot 10^8$ m/s) e ϵ_r é a permissividade relativa da isolamento da máquina (sendo aproximadamente igual a 4).

Logo, de acordo com os parâmetros anteriores, a frequência máxima capturada pelo circuito π é da ordem de 2.5 MHz, a qual, conforme apresentado na Figura 3.13, é suficiente para considerar as principais frequências presentes no surto aplicado para todos os tempos de subida usados neste trabalho. Considerando que é necessário capturar a frequência de 100 kHz, a qual é considerada como o limite superior para levar em conta as principais frequências do surto aplicado, seria possível utilizar 250 circuitos π para cada comprimento de onda mínimo, o que representa precisão muito elevada para o modelo. Desta forma, o modelo utilizado para as sobretensões transitórias é considerado adequado para representar os efeitos de alta frequência.

3.7 Validação Prática do Modelo

Medições em máquinas de grande porte, tal como a utilizada neste trabalho, são muito difíceis de serem realizadas, tendo em vista o custo envolvido em um equipamento deste tamanho, bem como a dificuldade de realização dos ensaios. Para medição das tensões nas espiras e bobinas da máquina, as isolações principais e entre espiras precisam ser removidas de tal modo que seja possível acessar os condutores. Este procedimento danifica as bobinas e para reparo, todo o processo de isolação deve ser repetido, o que implica em custos altos para máquinas deste porte.

No entanto, para que o modelo possa ser considerado adequado é necessário algum tipo de validação prática. Existem ensaios padronizados os quais são realizados durante a construção da máquina. Dentre estes ensaios, podem ser citados o *surge test* [82] e o ensaio de *tan delta* [83]. Ambos os ensaios têm por objetivo verificar a condição do isolamento da máquina, sendo que no primeiro verifica-se a existência de curto-circuito entre espiras e no segundo mede-se as perdas dielétricas, bem como, as capacitâncias dos enrolamentos.

Assim, neste trabalho, a validação do modelo de simulação foi feita em duas partes usando os ensaios supracitados. Primeiramente, as capacitâncias para terra de cada bobina, as quais representam um dos principais parâmetros responsáveis pela distribuição não uniforme das sobretensões transitórias [30], são comparadas com valores medidos no ensaio de *tan delta*. Posteriormente, a forma de onda transitória obtida para uma bobina individual durante o *surge test* é comparada com o resultado de simulação.

3.7.1 Capacitâncias

As capacitâncias para terra calculadas pelo modelo apresentado anteriormente são comparadas com resultados de medição obtidos durante o ensaio de *tan delta*. Além disso, anteriormente, neste capítulo, as capacitâncias para terra foram calculadas para cada espira para ambas as regiões, cabeças de bobina e núcleo do estator. Portanto, para se obter a capacitância por bobina a partir dos resultados de simulação é necessário somar os valores de todas as espiras para ambas as regiões. A Tabela 3.11 apresenta os valores, calculado e medido, por bobina e, conforme pode ser visto os valores são razoavelmente próximos.

Tabela 3.11: Validação das capacitâncias para terra por bobina.

Calculado [pF]	Medido [pF]	Erro [%]
4333,7	4010,1	8,1

3.7.2 Forma de onda Transitória

A forma de onda transitória obtida pelo modelo via MEF é comparada com a obtida durante o *surge test*, o qual foi realizado nas bobinas individuais do motor. O teste foi realizado com uma bobina inserida no estator a fim de que a influência do núcleo magnético seja considerada.

O procedimento para realização do *surge test* pode ser entendido com base no esquema apresentado na Figura 3.74. O capacitor interno (C_s) do equipamento de medição (*Surge Tester*) é carregado de 0 V até o valor da tensão de teste, e quando este valor é atingido a chave (S) é fechada e o capacitor descarrega na bobina. O resultado é uma forma de onda oscilatória cuja frequência depende dos parâmetros de alta frequência da bobina (capacitância, indutância e resistência).

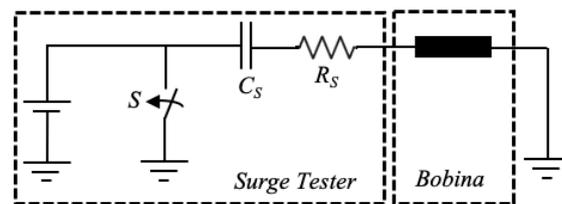


Figura 3.74. Esquema para realização do surge test.

O mesmo procedimento do *surge test* foi repetido no modelo de simulação, ou seja, um capacitor foi descarregado em uma bobina com as 13 espiras inseridas no núcleo do estator e a forma de onda oscilatória foi comparada. Os resultados obtidos estão apresentados na Figura 3.75. Vale ressaltar que o eixo das ordenadas que mostra a amplitude da tensão é apresentado em por unidade (pu) do valor nominal de pico fase-terra, conforme indicado pela IEEE Std 522 [82]. Com relação às formas de onda pode ser visto que elas são bem similares. Assim, o modelo transitório para a máquina é considerado satisfatório.

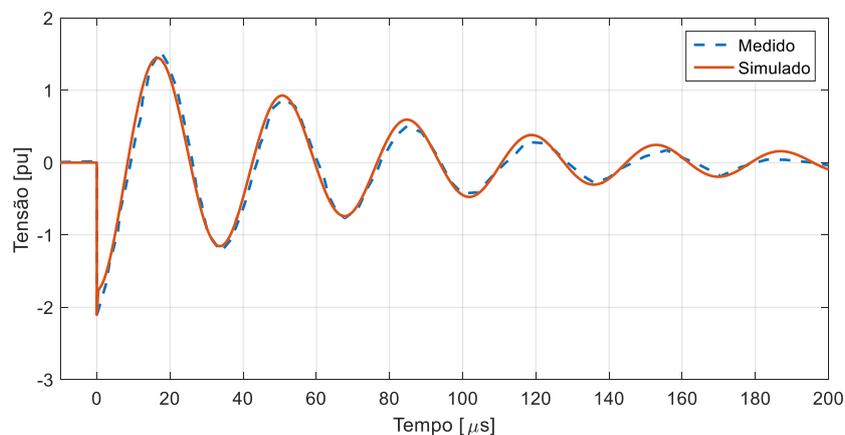


Figura 3.75. Validação da forma de onda transitória.

Capítulo 4

4 RESULTADOS DE SIMULAÇÃO

Neste capítulo, o modelo apresentado no capítulo anterior é utilizado para obtenção das sobretensões transitórias internamente ao motor. Assim, são apresentados resultados das simulações numéricas para diversas análises realizadas.

O motor usado possui 24 bobinas por fase as quais formam 4 grupos de enrolamentos com 6 bobinas cada por fase. A menos que indicado de outra forma, na descrição de cada análise realizada, as simulações são feitas considerando a aplicação de um surto de tensão do tipo rampa com amplitude de 100 V na bobina terminal da fase “a”, enquanto as bobinas terminais das fases “b” e “c” são aterradas, conforme mostrado na Figura 4.1.

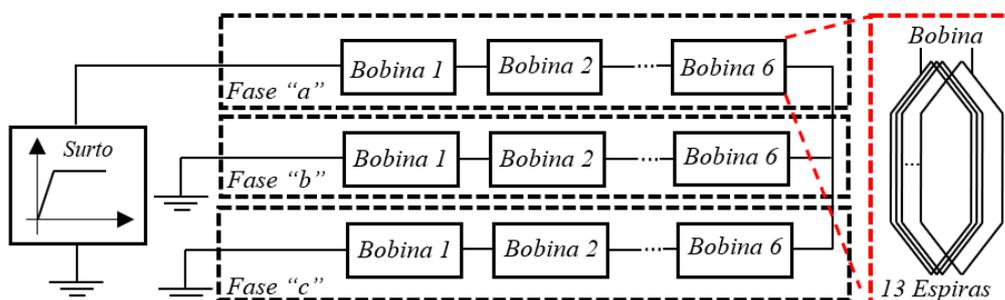


Figura 4.1. Esquema para simulação das tensões transitórias.

Como o modelo utiliza cada espira como elemento base, ou seja, no nível de detalhe das espiras, é possível obter as tensões em todas as espiras das três fases do grupo de enrolamentos analisado. Assim, as tensões nas 78 espiras de cada fase do grupo de enrolamentos simulado são analisadas. Além disso, obviamente, as tensões nas seis bobinas de cada fase também podem ser obtidas.

Inicialmente, as simulações são feitas para uma alimentação senoidal, a fim de verificar a distribuição das tensões internas à máquina em uma situação próxima à condição normal de operação. Os valores de pico obtidos são usados como parâmetros de comparação para a análise dos surtos transitórios.

Posteriormente, as simulações transitórias são feitas para um caso base em que as tensões nas bobinas e nas espiras são analisadas. Para o caso base é considerado um tempo de subida de $0,2 \mu\text{s}$ para a rampa aplicada, o qual, de maneira geral, atende aos principais surtos que os motores podem estar submetidos, a saber, pulsos de conversores PWM, descargas atmosféricas, chaveamento de disjuntores e faltas à terra intermitentes. Além disso, para o caso base não se considera o rotor da máquina, visto que a inclusão do rotor

aumenta a complexidade do modelo, bem como o rotor não é considerado em nenhum dos modelos encontrados na literatura.

Após a simulação do caso base, são feitas diversas análises para melhor entendimento dos parâmetros que afetam as tensões transitórias. Os casos analisados são os seguintes:

- Caso 1: efeito do tempo de subida do surto;
- Caso 3: efeito das cabeças de bobina;
- Caso 2: efeito do número de bobinas no modelo utilizado;
- Caso 4: efeito do rotor;
- Caso 5: efeito do cabo alimentador;
- Caso 6: efeito do tipo do surto;
- Caso 7: efeito do capacitor de surto.

A fim de entender os aspectos importantes nas sobretensões transitórias, as tensões entre bobinas, entre espiras, entre bobinas e terra e entre espiras e terra são todas analisadas em um primeiro momento. No entanto, em termos de projeto do isolamento elétrico, as tensões entre espiras e das espiras para a terra são as mais importantes para as isolações principal e entre espiras. Assim, todas as tensões nas bobinas (entre bobinas e das bobinas para terra) são analisadas apenas para os dois primeiros casos, alimentação senoidal e caso base, sendo que nos demais somente as tensões entre espiras e entre espiras e terra das três fases são discutidas, enquanto as tensões entre bobinas somente são apresentadas para a fase “a”. A menos que especificado ao contrário em cada caso, as tensões estão apresentadas em percentual da amplitude tensão aplicada (100 V de amplitude).

4.1 Alimentação senoidal

Neste primeiro caso a distribuição das tensões nas bobinas e nas espiras é verificada. As seis bobinas do grupo 1 da fase “a” conectadas em série com o paralelo das seis bobinas das fases “b” e “c” são alimentadas por uma fonte de tensão senoidal com 100 V de amplitude e frequência nominal (60 Hz). A Figura 4.2 apresenta um esquema das tensões sob análise, bem como, os valores de tensão esperados em determinados pontos do enrolamento, considerando mesma queda de tensão em cada bobina e em cada espira.

A Figura 4.3 e a Figura 4.4 apresentam as formas de onda das tensões entre bobinas e entre bobinas e terra da fase “a”, respectivamente. De acordo com a Figura 4.2, são esperados em torno de 66,7 V sobre todas as bobinas da fase “a”, ou seja, aproximadamente 11,1 V por bobina, conforme evidenciado na Figura 4.3. As tensões nas 6 bobinas não são iguais devido ao acoplamento diferente que existe entre cada bobina

e as demais bobinas do motor, o que é agravado devido ao fato de se estar considerando apenas 1 grupo de enrolamentos nesta simulação. Para as tensões entre bobinas e terra, mostradas na Figura 4.4, verifica-se que a amplitude varia de 100 V na primeira bobina para aproximadamente 45,5 V nos terminais da última bobina (terminal comum das bobinas B₅ e B₆).

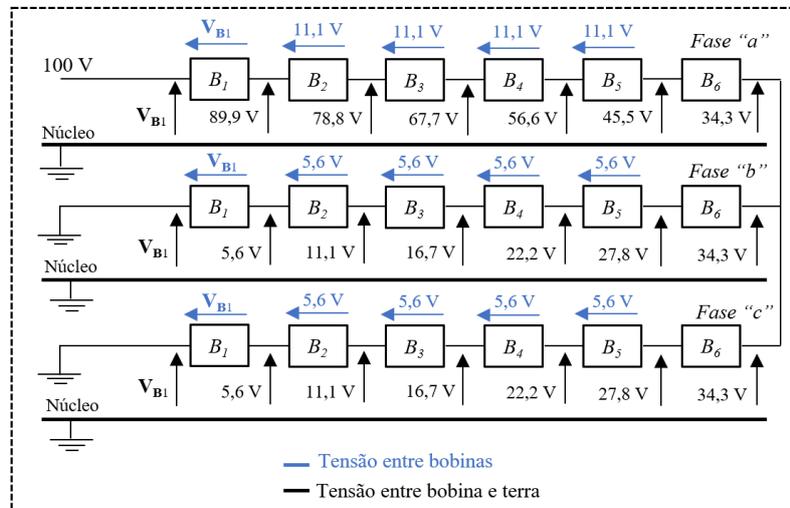


Figura 4.2. Caso senoidal – esquema das tensões analisadas.

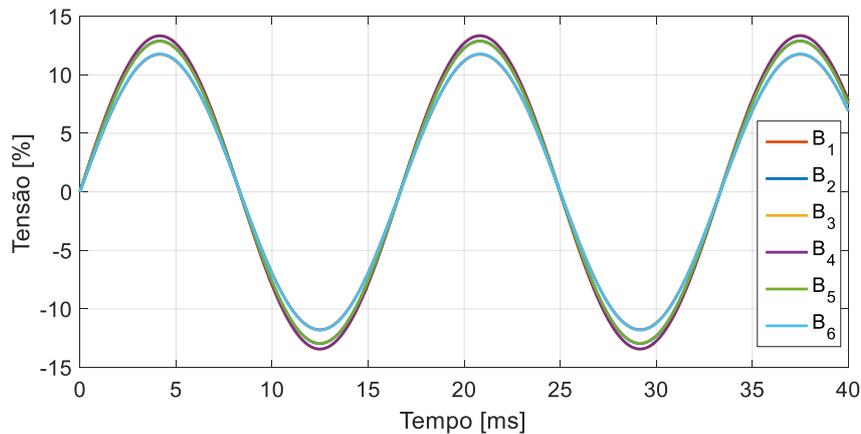


Figura 4.3. Caso senoidal - Tensão entre bobinas da fase "a".

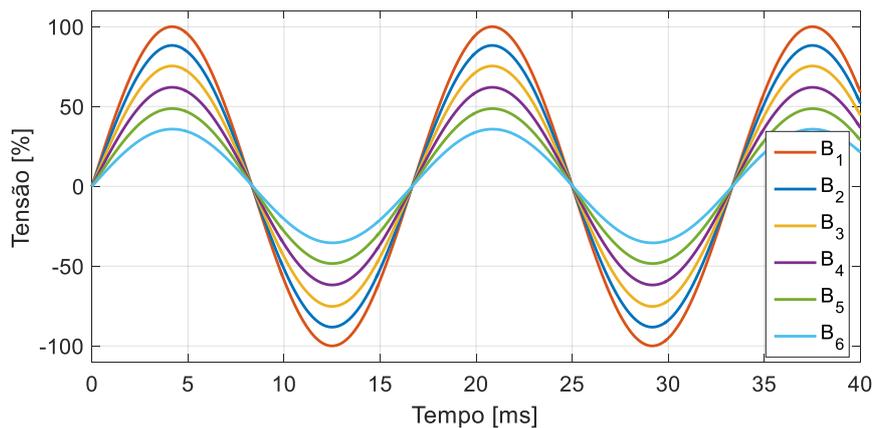


Figura 4.4. Caso senoidal - Tensão entre bobinas e terra da fase "a".

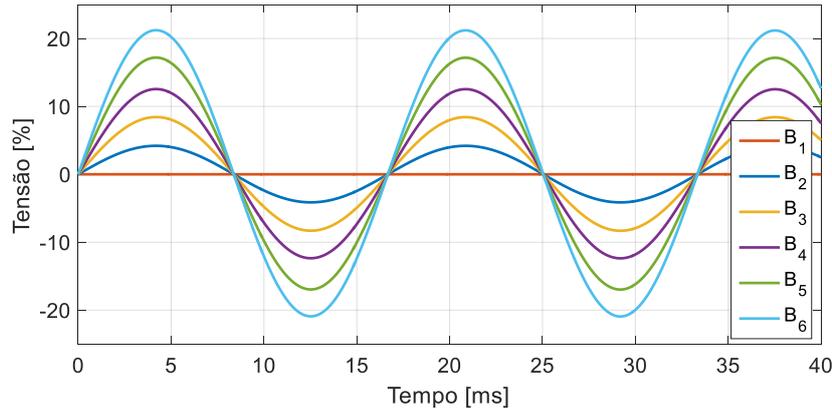


Figura 4.5. Caso senoidal - Tensão entre bobinas e terra da fase “b”.

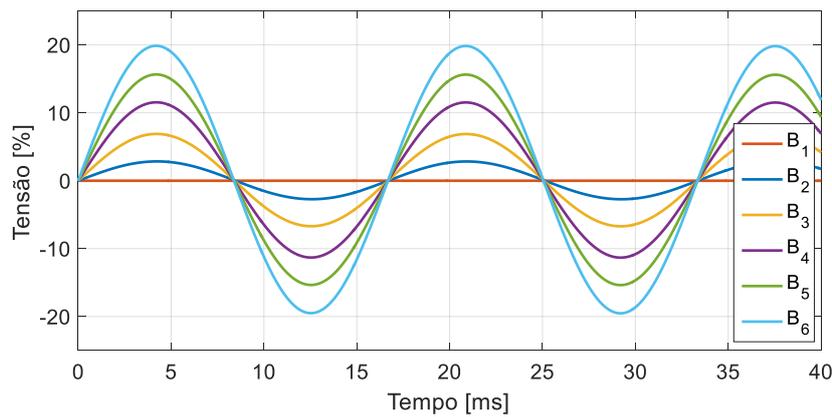


Figura 4.6. Caso senoidal - Tensão entre bobinas e terra da fase “c”.

Para as fases “b” e “c”, conforme apresentado na Figura 4.5 e na Figura 4.6, a tensão das bobinas para terra variam aproximadamente de 23 V a 0, visto que os terminais das bobinas “1” de cada fase estão aterradas. O valor 23 V é diferente daquele apresentado na Figura 4.2 (27,8 V), novamente, devido à diferença de acoplamento nas bobinas. Da Figura 4.7 à Figura 4.9 são apresentadas as formas de onda das tensões entre espiras e terra para as 78 espiras de cada fase. Conforme pode ser visto, as tensões variam de 100 V a 33 V na fase “a” e de 23 V a 0 V nas fases “b” e “c”, tal como nas bobinas.

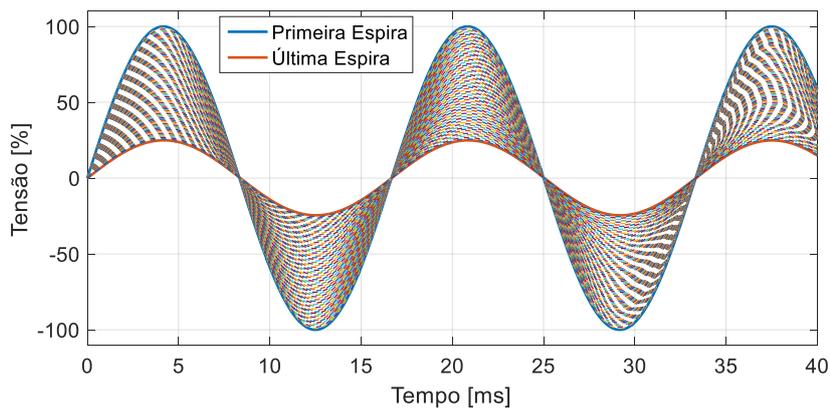


Figura 4.7. Caso senoidal - Tensão entre espiras e terra da fase “a”.

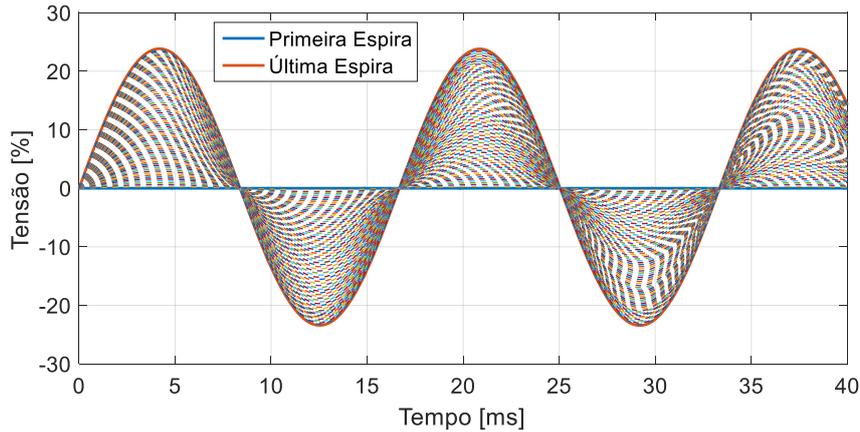


Figura 4.8. Caso senoidal - Tensão entre espiras e terra da fase “b”.

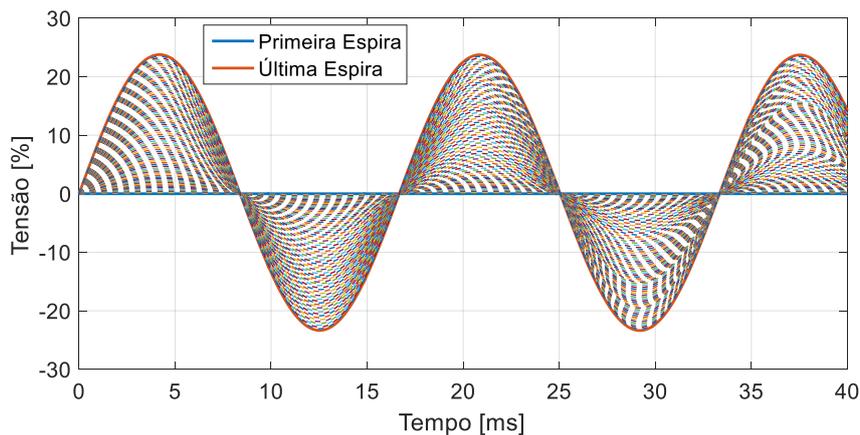


Figura 4.9. Caso senoidal - Tensão entre espiras e terra da fase “c”.

Com o intuito de comparar o valor de pico das tensões obtidas no mesmo gráfico, as próximas figuras apresentam os resultados para cada tensão analisada. A Figura 4.10 mostra os valores de pico das tensões entre bobinas e, conforme pode ser verificado, na fase “a” elas são de aproximadamente 11,1 V e nas fases “b” e “c” de 4,5 V (diferente de 5,6 V apresentado na Figura 4.2 devido ao acoplamento desigual nas bobinas). Os valores de pico das tensões entre bobinas e terra podem ser vistos na Figura 4.11, e como pode ser observado, as tensões variam uniformemente de 100 V na bobina terminal da fase “a” até 0 V nas bobinas terminais das fases “b” e “c”.

Com relação às tensões de pico nas 78 espiras de cada fase, a Figura 4.12 e a Figura 4.13 apresentam os resultados entre espiras e das espiras para terra. As espiras da fase “a” ficam submetidas a um valor médio de 0,95 V cada e as espiras das fases “b” e “c” ficam sujeitas a um valor médio de aproximadamente 0,35 V. Para as tensões das espiras para terra o mesmo comportamento das tensões das bobinas para terra é observado, ou seja, a tensão varia uniformemente de 100 V na espira terminal da fase “a” a 0 V nas espiras terminais das fases “b” e “c”.

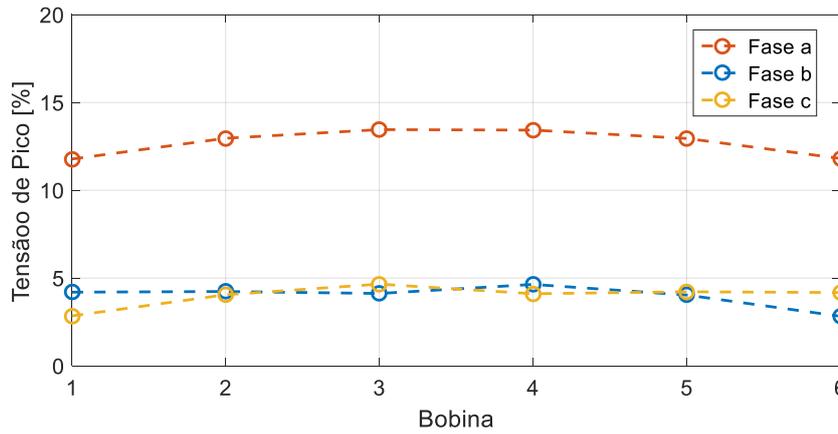


Figura 4.10. Caso senoidal - comparação das tensões de pico entre bobinas.

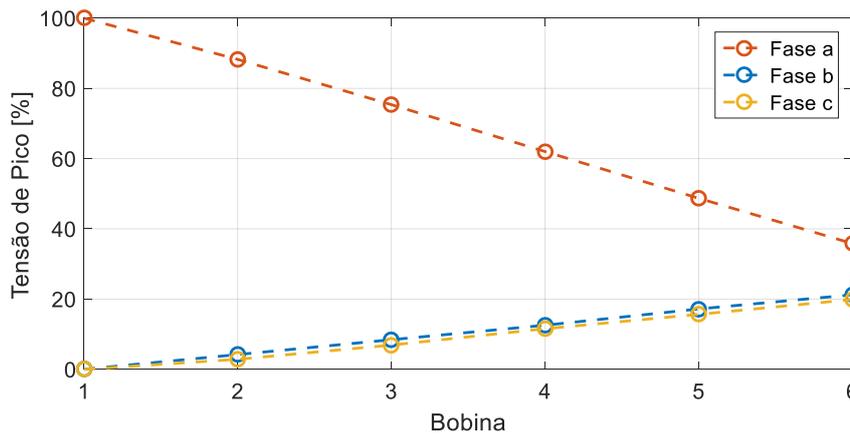


Figura 4.11. Caso senoidal - comparação das tensões de pico entre bobinas e terra.

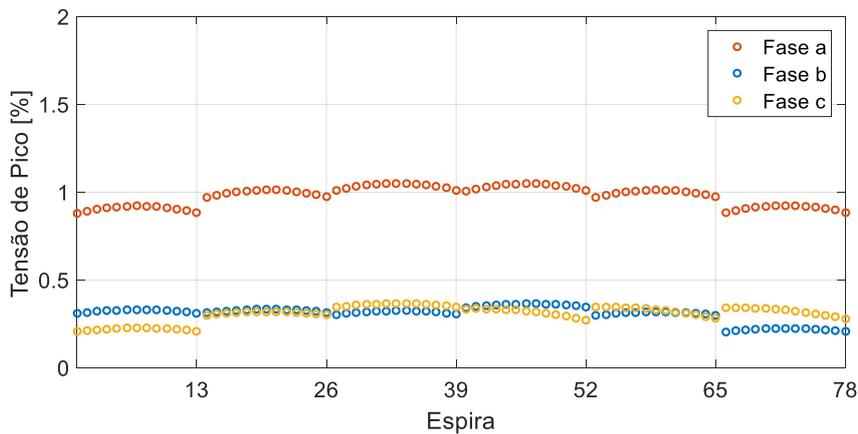


Figura 4.12. Caso senoidal - comparação das tensões de pico entre espiras.

Analisando a fase em que a tensão foi aplicada, o mais importante das simulações usando uma alimentação senoidal é perceber que, em condição normal de operação, as espiras mais próximas aos terminais da máquina ficam submetidas aos maiores valores de tensão para terra, enquanto aquelas mais próximas ao neutro ficam com valores mais reduzidos. Conseqüentemente, a isolamento principal das bobinas é estressada

diferentemente em função da posição da bobina no enrolamento. Com relação à isolação entre espiras, nota-se que as espiras ficam submetidas, aproximadamente, às mesmas tensões, o que implica dizer que a isolação entre espiras é estressada da mesma maneira, independentemente da posição da espira na bobina e da bobina no enrolamento. Vale ressaltar que os valores entre as fases são diferentes pois foi aplicada tensão monofásica, ou seja, caso tivessem sido aplicadas tensões trifásicas, as tensões sobre cada bobina e sobre cada espira das três fases tenderiam a ser aproximadamente iguais.

Ainda de acordo com os resultados das simulações percebe-se que as capacitâncias usadas no modelo não afetam a distribuição das tensões para a frequência nominal de operação, o que era esperado.

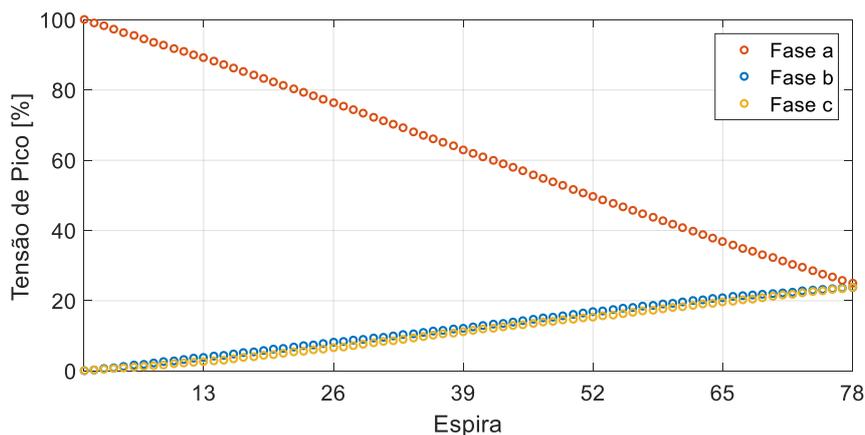


Figura 4.13. Caso senoidal - comparação das tensões de pico entre espiras e terra.

4.2 Caso base

Neste momento as primeiras simulações transitórias são realizadas e se referem ao caso base, em que uma rampa de tensão de 100 V com 0,2 μ s de tempo de subida é aplicada na bobina terminal da fase “a” com as bobinas terminais das fases “b” e “c” aterradas. Assim o esquema usado é aquele apresentado na Figura 4.1. Vale ressaltar que durante os transitórios não se espera saturação da máquina e pode-se considerar o evento como sendo linear e, portanto, uma baixa amplitude tensão pode ser usada [6].

4.2.1 Tensões nas bobinas

Inicialmente, as tensões entre bobinas e das bobinas para terra são analisadas. As formas de onda obtidas estão apresentadas da Figura 4.14 à Figura 4.16 para tensões entre bobinas e da Figura 4.18 à Figura 4.20 para tensões entre bobinas e terra, englobando as três fases. Além disso na Figura 4.17 e na Figura 4.21 os picos de tensão são comparados.

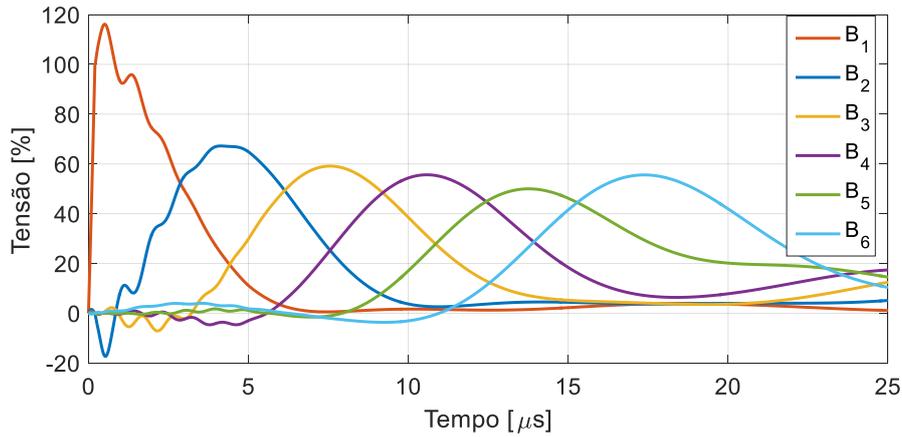


Figura 4.14. Caso base - Tensão entre bobinas da fase “a”.

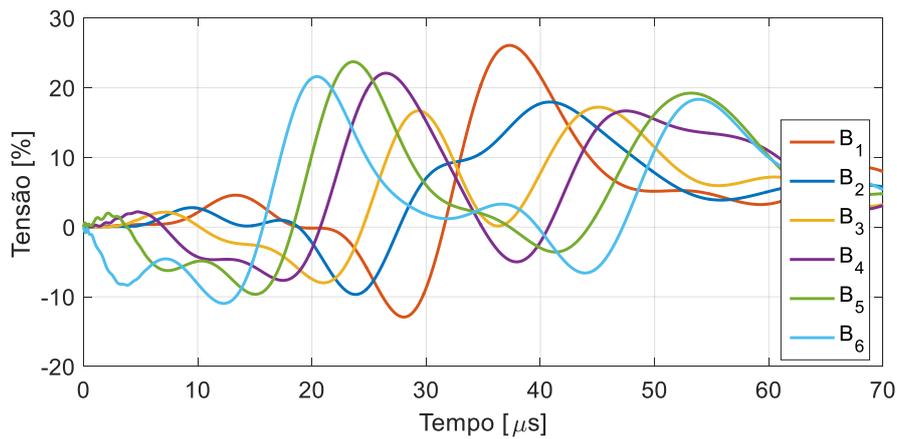


Figura 4.15. Caso base - Tensão entre bobinas da fase “b”.

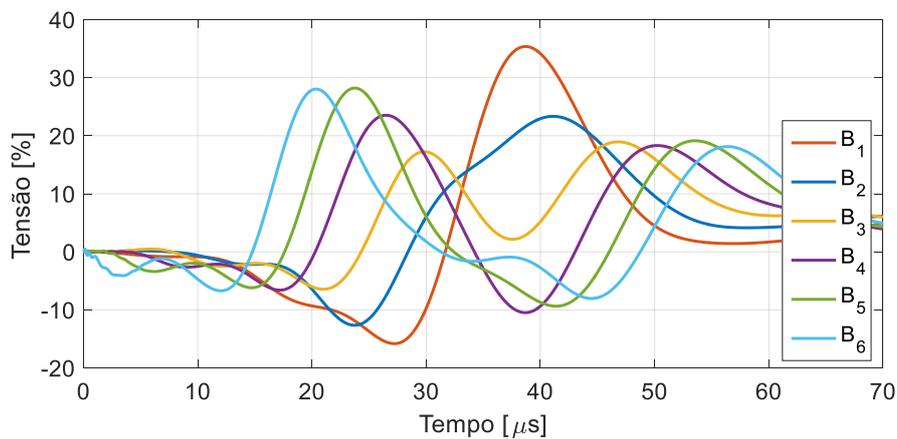


Figura 4.16. Caso base - Tensão entre bobinas da fase “c”.

De acordo com os resultados das tensões entre bobinas é possível notar que a distribuição de tensão não é uniforme, tal como observado para a alimentação senoidal. O maior valor é encontrado para a primeira bobina da fase “a”, fase na qual o surto foi aplicado. Esta observação é coerente com os trabalhos encontrados na literatura que mostram que a bobina terminal (*line-end coil*) é a que fica submetida aos maiores valores

de tensão [20][38]. A partir da primeira bobina, os picos de tensão são reduzidos devido ao amortecimento causado pelas perdas, a saber, nos condutores individuais e no núcleo. Na última bobina da fase “a” observa-se um valor ligeiramente superior em relação ao pico da bobina anterior, que ocorre devido à reflexão causada pela presença das fases “b” e “c”.

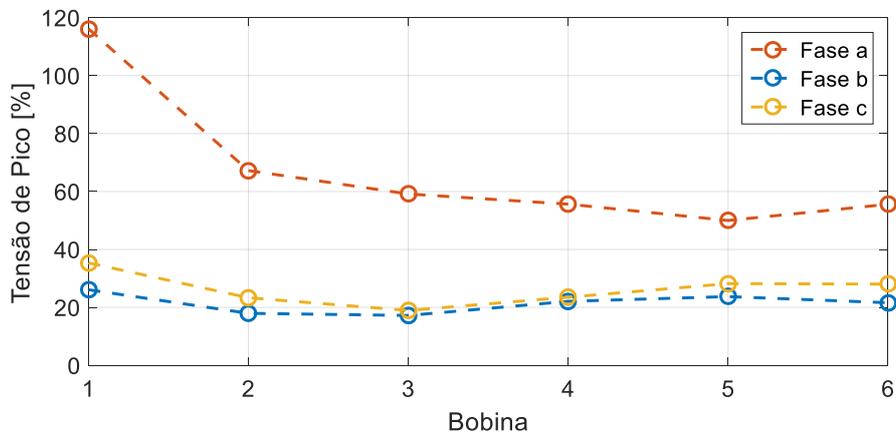


Figura 4.17. Caso base – comparação das tensões de pico entre bobinas.

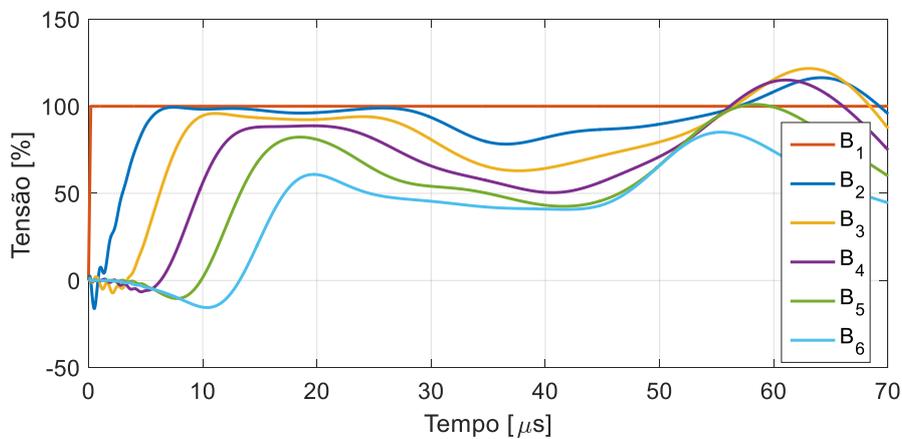


Figura 4.18. Caso base - Tensão entre bobinas e terra da fase “a”.

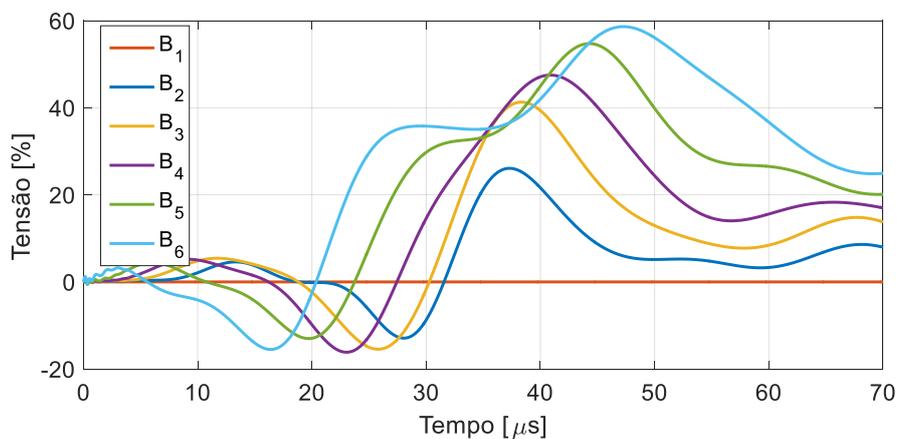


Figura 4.19. Caso base - Tensão entre bobinas e terra da fase “b”.

Com relação às fases “b” e “c”, as maiores sobretensões são observadas na primeira bobina de cada fase e, tal como mostrado na Figura 4.1, se referem às bobinas que estão aterradas. Este fato ocorre, pois devido ao aterramento, a onda incidente é refletida com mesmo sinal e, portanto, a tensão equivalente é igual a soma das duas ondas (incidente e refletida). É importante notar que os picos para as fases “b” e “c” são bem menores que aqueles observados para a fase “a”, todavia, ainda são significativamente maiores que aqueles observados para a alimentação senoidal.

Com relação à tensão das bobinas para terra, pode-se observar que, para a fase “a” a tensão é maior ou igual à aplicada em quase todas as bobinas e, conforme pode ser observado na Figura 4.17, os valores de pico ocorrem devido às reflexões ocasionadas no ponto de neutro do motor, visto que elas ocorrem após os picos observados nas fases “b” e “c”. Portanto, estes valores só podem ser notados corretamente no caso de uso de um modelo trifásico, o que será discutido novamente nas simulações em que os modelos são comparados mais à frente neste trabalho.

Além disso, para as tensões na fase “a” mostradas na Figura 4.18, nota-se uma similaridade nas formas de onda com àquelas apresentadas na Figura 2.3 usando a teoria simplificada de propagação de ondas em linhas de transmissão, especialmente nos instantes iniciais em que ainda as reflexões no ponto neutro não ocorreram.

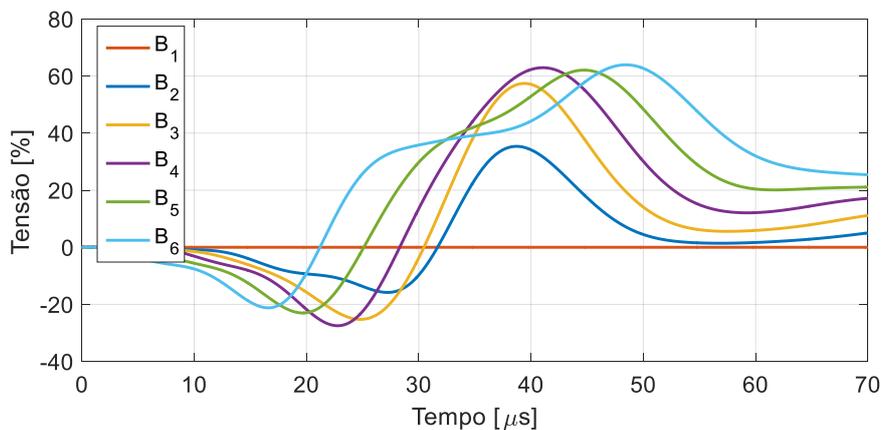


Figura 4.20. Caso base - Tensão entre bobinas e terra da fase “c”.

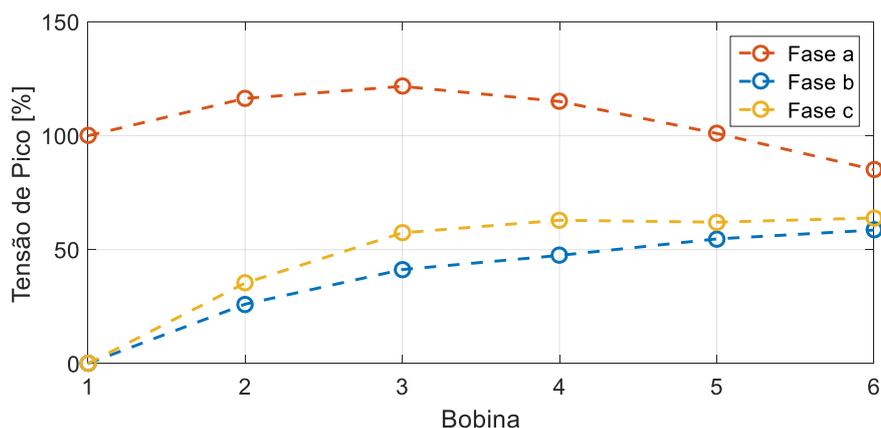


Figura 4.21. Caso base – comparação das tensões de pico entre bobinas e terra.

4.2.2 Tensões nas espiras

O principal objetivo da análise das sobretensões em máquinas elétricas é analisar as tensões entre espiras e das espiras para a terra, uma vez que elas estão diretamente ligadas aos estresses nas isolações entre espiras e principal, respectivamente. Assim o projeto de isolamento da máquina deve levar em conta estas sobretensões.

As principais espiras afetadas são aquelas pertencentes à primeira bobina da fase em que o surto foi aplicado, uma vez que, como mostrado na Figura 4.14 e na Figura 4.17, a primeira bobina é a que fica submetida à maior sobretensão. Neste sentido, são apresentadas, na Figura 4.22, as formas de onda das 13 espiras da bobina terminal da fase “a”. Conforme apresentado no Capítulo 2, não há consenso na literatura sobre qual espira é submetida ao maior valor de tensão durante o evento transitório. De acordo com as formas de onda, pode-se notar que a espira submetida à maior sobretensão, para este motor estudado e para o tempo de subida usado, é a última. Além disso, conforme análises realizadas por meio de simulações, foi verificado que as tensões entre espiras são dependentes da capacitância entre elas e, portanto, essa pode ser uma das razões dos diferentes resultados encontrados na literatura.

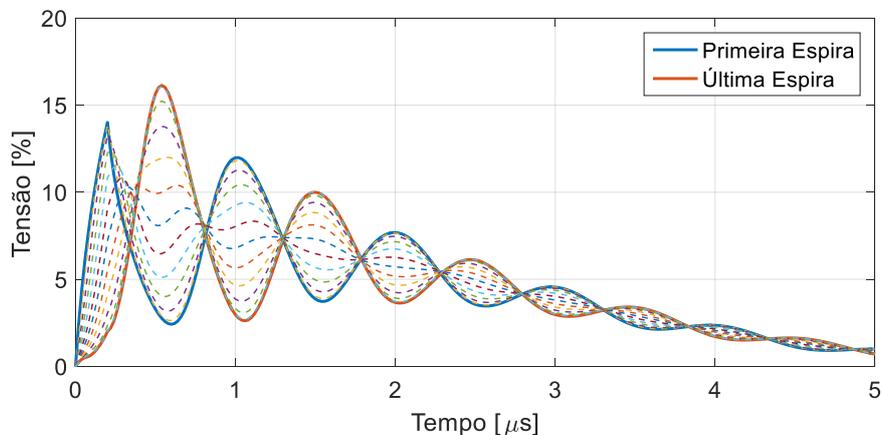


Figura 4.22. Caso base - Tensão entre espiras da fase “a” (bobina 1).

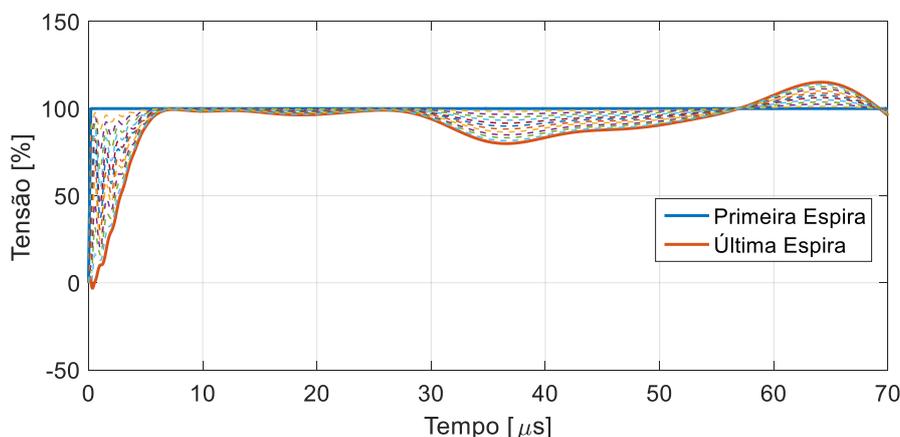


Figura 4.23. Caso base - Tensão entre espiras e terra da fase “a” (bobina 1).

Com relação às formas de onda das espiras para terra na primeira bobina da fase “a”, mostradas na Figura 4.23, observa-se que as sobretensões são maiores que a amplitude da tensão aplicada em todas as espiras, devido às reflexões, conforme apresentado para as tensões das bobinas para terra.

A distribuição de tensão entre as espiras das outras bobinas das três fases é mais uniforme e, portanto, não há necessidade de mostrar as formas de onda para todas as espiras de todas as bobinas. Assim, da Figura 4.24 à Figura 4.26 são mostradas as formas de onda das tensões na última espira de cada bobina para as três fases. Com relação à tensão das espiras para terra, da Figura 4.27 à Figura 4.29, as formas de onda da última espira para cada bobina são também apresentadas para as três fases. Além disso, os valores de pico das tensões obtidas para ambas as tensões, entre espiras e das espiras para terra, são apresentados na Figura 4.30 e na Figura 4.31, respectivamente.

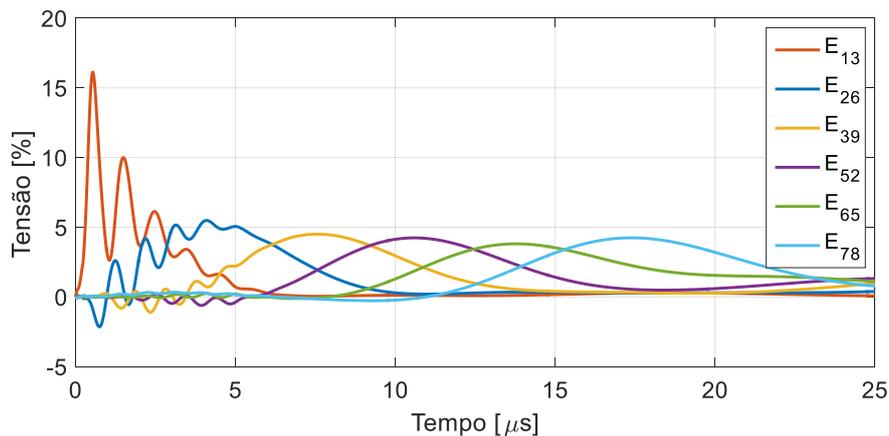


Figura 4.24. Caso base - Tensão entre espiras da fase “a”.

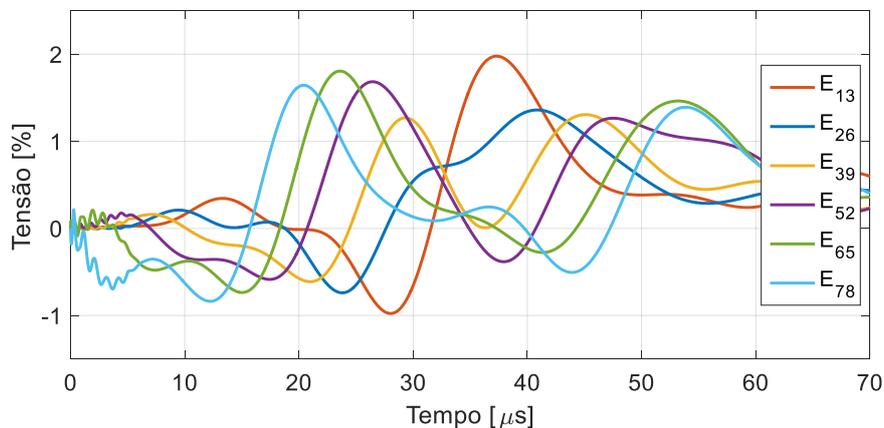


Figura 4.25. Caso base - Tensão entre espiras da fase “b”.

Analisando as formas de onda apresentadas, percebe-se que as formas de onda podem ser comparadas com aquelas obtida em ondas viajantes em linhas de transmissão não uniformes [84]-[86], em que as regiões das cabeças de bobina e do núcleo do estator representam os diferentes meios, o que implica em diferentes impedâncias características.

São observadas sobreposições de onda devido às várias reflexões que ocorrem nas junções da máquina, a saber, dentro da mesma bobina nas interfaces cabeças de bobina - núcleo do estator – cabeças de bobina, bem como, na conexão do neutro.

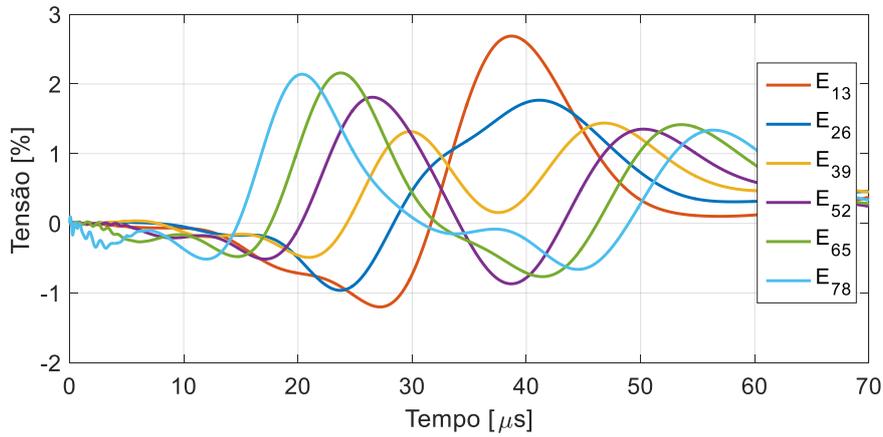


Figura 4.26. Caso base - Tensão entre espiras da fase “c”.

A partir das formas de onda, é possível notar que os picos das sobretensões estão separados pelo tempo de propagação nas espiras intermediárias. O tempo de propagação do pulso em cada espira pode ser calculado, de maneira aproximada, usando as equações 4.1 e 4.2, as quais são relativas à uma linha de transmissão sem perdas:

$$t_E = \frac{l_T}{v_p} \quad (4.1)$$

$$v_p = \frac{1}{\sqrt{L_T C_T}} \quad (4.2)$$

onde: t_E é o tempo de propagação do surto em cada espira [s]; l_T é o comprimento médio da espira [m]; v_p é a velocidade de propagação [m/s]; L_T é a indutância equivalente da espira [H/m] e C_T é a capacitância equivalente da espira [F/m].

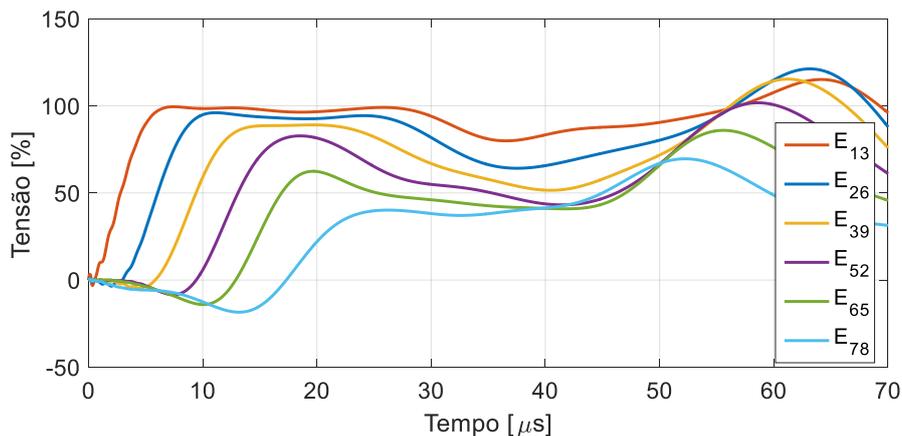


Figura 4.27. Caso base - Tensão entre espiras e terra da fase “a”.

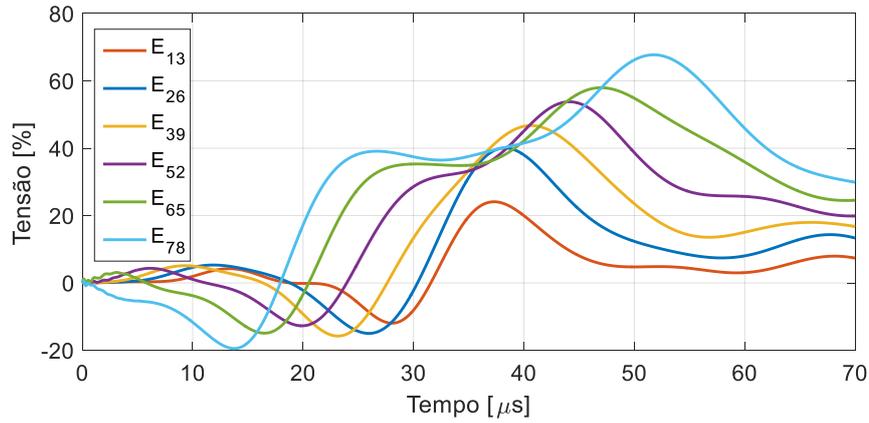


Figura 4.28. Caso base - Tensão entre espiras e terra da fase “b”.

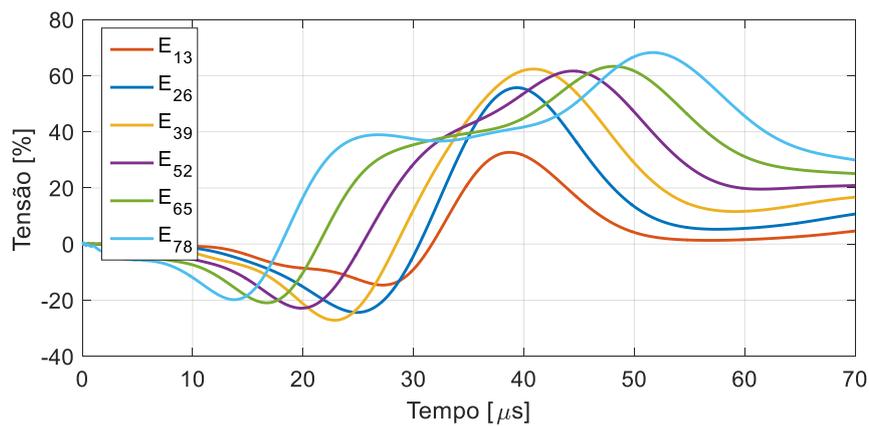


Figura 4.29. Caso base - Tensão entre espiras e terra da fase “c”.

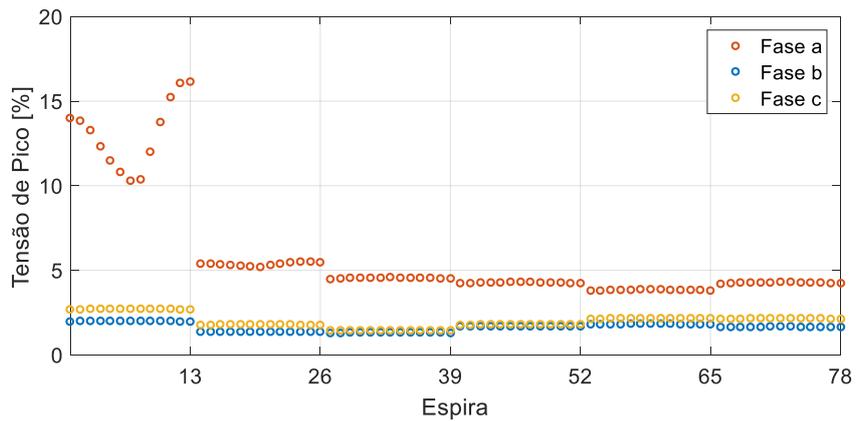


Figura 4.30. Caso base – comparação das tensões de pico entre espiras.

Considerando a fase “a”, ao se comparar os valores de pico das tensões entre espiras, percebe-se que as amplitudes na primeira bobina são muito maiores que nas demais bobinas. A partir da segunda bobina da fase “a” as amplitudes são bem menores, contudo, ainda são consideravelmente maiores que o valores obtidos para as fases “b” e “c”.

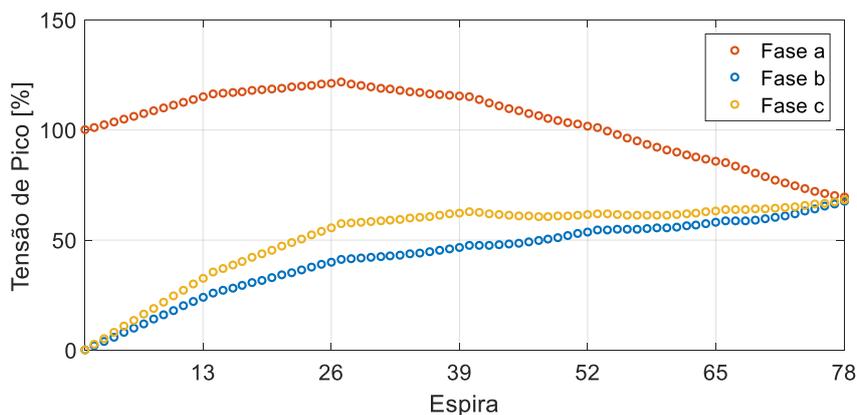


Figura 4.31. Caso base – comparação das tensões de pico entre espiras e terra.

Para os picos das tensões entre espiras e terra, nota-se que os valores são superiores ou iguais à amplitude do surto aplicado até a primeira espira da quinta bobina da fase “a”, e conforme pode ser observado na Figura 4.27, tal como para tensão das bobinas para terra, os picos ocorrem devido às reflexões causadas pela presença das fases “b” e “c” interligadas à fase “a” pelo neutro da conexão estrela. Além disso, outra importante observação é que a sobretensão máxima é encontrada para uma espira que pertence à terceira bobina.

Para as fases “b” e “c” os valores são bem menores que aqueles observados para a fase “a”, entretanto, ainda são bem maiores do que os observados para o caso de alimentação senoidal. As diferenças nas amplitudes das fases “b” e “c” estão relacionadas à posição das bobinas, ou seja, as bobinas da fase “c” estão mais próximas das bobinas de fase “a” que as bobinas da fase “b”. Portanto, as diferentes posições relativas das bobinas levam a diferentes acoplamentos entre as fases.

Tendo em vista que as maiores sobretensões aparecem nas espiras da fase “a”, nas próximas subseções são apresentadas as formas de onda referentes a apenas a fase “a”, enquanto as formas de ondas das fases “b” e “c” estão mostradas no Apêndice - A Principais Formas de onda Obtidas. De qualquer forma, os valores de pico de todas as fases são apresentados ao longo das subseções para comparação.

Além do valor de pico, outro parâmetro importante é a taxa de crescimento das sobretensões nas espiras, ou seja, a variação de tensão em um dado intervalo de tempo (dV/dt). Assim, na Figura 4.32 é apresentado o dV/dt para as tensões entre espiras da fase “a”, o qual foi calculado considerando a taxa de variação entre os valores de tensão mínima e tensão de pico para cada espira. Conforme pode ser visto nos resultados, os valores obtidos para as espiras da primeira bobina são muito maiores que os demais. Além disso, o valor máximo é observado para a primeira espira da primeira bobina, pois, apesar da última espira da primeira bobina apresentar o máximo valor de pico, o intervalo de tempo em que a tensão na primeira espira varia do valor mínimo ao valor de pico é bem menor. Para os demais casos apresentados nas próximas seções, a taxa de variação das

tensões entre espiras é apresentada no “Apêndice B - Taxa de Variação das Tensões entre Espiras” somente para a primeira bobina da fase “a”, a qual possui os maiores valores.

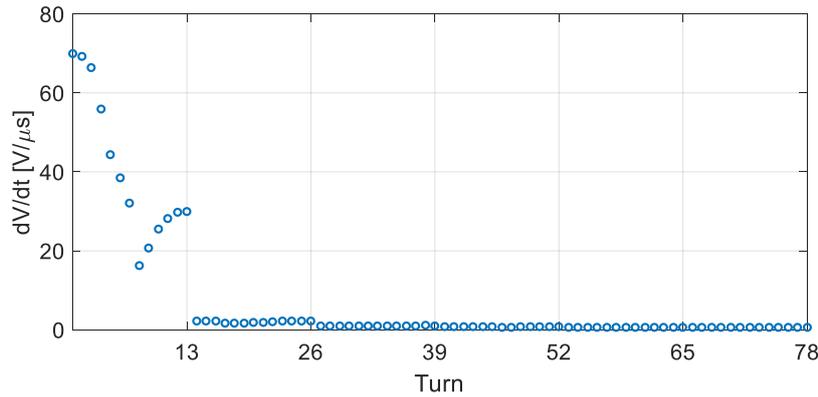


Figura 4.32. Taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.

4.3 Caso 1 - efeito do tempo de subida do surto

Neste caso, tem-se por objetivo analisar a influência do tempo de subida do surto aplicado na distribuição das tensões transitórias. Este tipo de análise é muito comum na literatura e pode ser encontrado, por exemplo, em [35][38][51][80]. Neste sentido, são feitas simulações para os tempos de subida de 0,05 μs , 0,1 μs , 1 μs e 5 μs , cujos principais resultados são comparados com aqueles obtidos para o caso base (0,2 μs).

A Figura 4.33 e a Figura 4.34 apresentam a comparação das formas de onda das tensões entre bobinas, para o maior (5 μs) e menor (0,05 μs) tempo de subida simulados, com aquelas obtidas para o caso base. Além disso, na Figura 4.35 é feita a comparação dos valores de pico obtidos. De acordo com as figuras percebe-se uma maior diferença nos resultados para o tempo de subida de 5 μs , em que se nota que a amplitude das tensões nas bobinas é similar e, além disso, o tempo de propagação e a taxa de crescimento da tensão para o maior tempo de subida é maior quando comparados com o caso base. Os resultados para o menor tempo de subida simulado são muito similares.

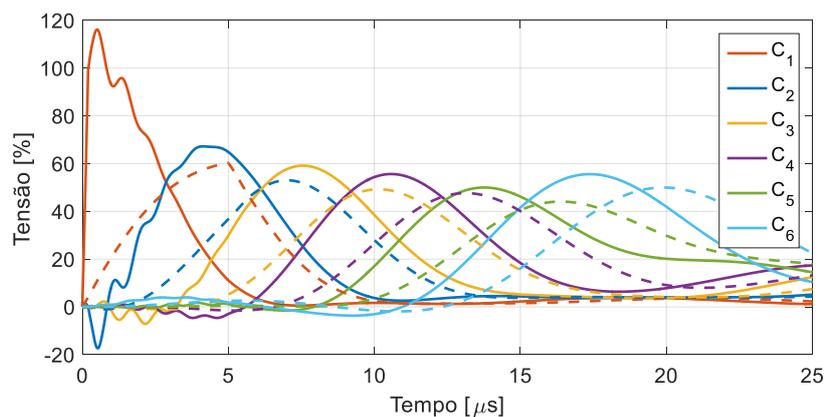


Figura 4.33. Caso 1 - tensão entre bobinas da fase “a” (5 μs).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

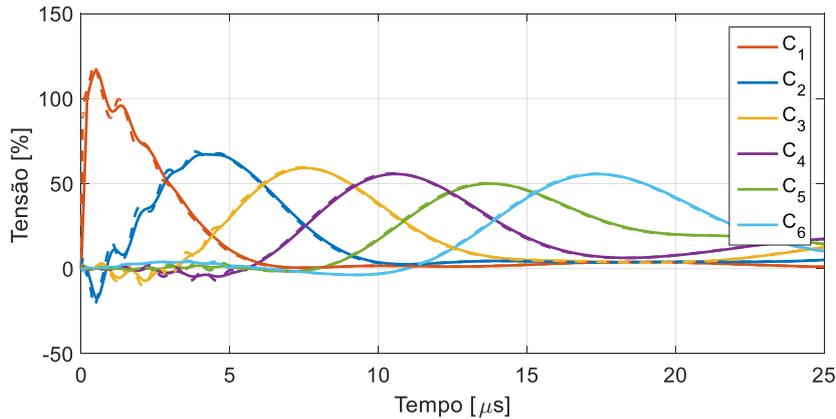


Figura 4.34. Caso 1 - tensão entre bobinas da fase “a” (0,05 μ s).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

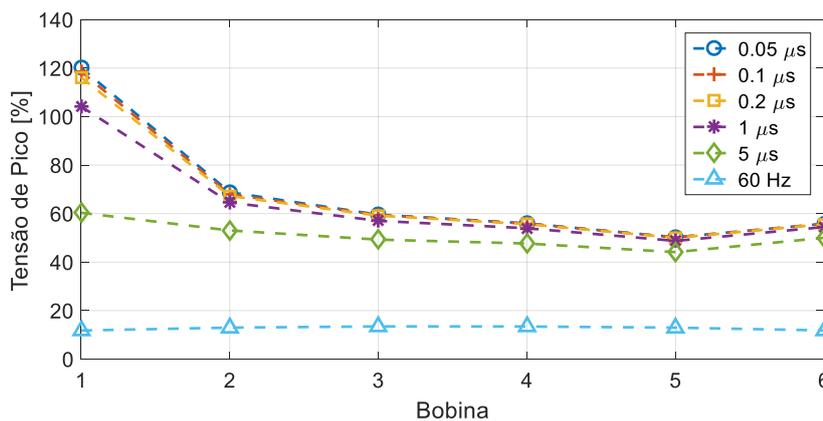


Figura 4.35. Caso 1- tensão de pico entre bobinas da fase “a”.

De acordo com a Figura 4.35 a tensão na primeira bobina é a maior para todos os tempos de subida simulados. Além disso, para o maior tempo de subida simulado (5 μ s), a distribuição de tensão em todas as bobinas é aproximadamente uniforme, mas ainda significativamente superior aos valores encontrados para a alimentação senoidal.

Com relação aos resultados para as espiras, na Figura 4.36 e na Figura 4.37 são apresentadas as formas de onda das tensão entre espiras e na Figura 4.38 e na Figura 4.44 das tensões entre espiras e terra. Ambas as tensões são apresentadas comparativamente entre o maior e menor tempo de subida e o caso base para a fase “a”. Tal como observado para a tensão entre bobinas, verifica-se uma maior diferença para o maior tempo de subida simulado.

Com relação às tensões entre espiras, comparando os resultados em função do tempo de subida do surto, as principais alterações são, a frequência das oscilações, especialmente para as primeiras espiras da fase “a”, o instante em que os picos são observados e os valores de pico para todas as espiras, os quais podem ser vistos de forma comparativa da Figura 4.40 à Figura 4.42 para as três fases. As diferenças são explicadas pela alteração dos parâmetros das espiras em função do tempo de subida, por exemplo, um surto com tempo de subida menor possui uma faixa de frequências existentes maior,

ou seja, a frequência máxima existente é maior e, portanto, ocorre aumento das resistências e redução das indutâncias, o que implica em menores tempos de propagação (de acordo com a Equações 4.1 e 4.2) e diferentes impedâncias de surto das espiras ocasionando diferentes fatores de reflexão.

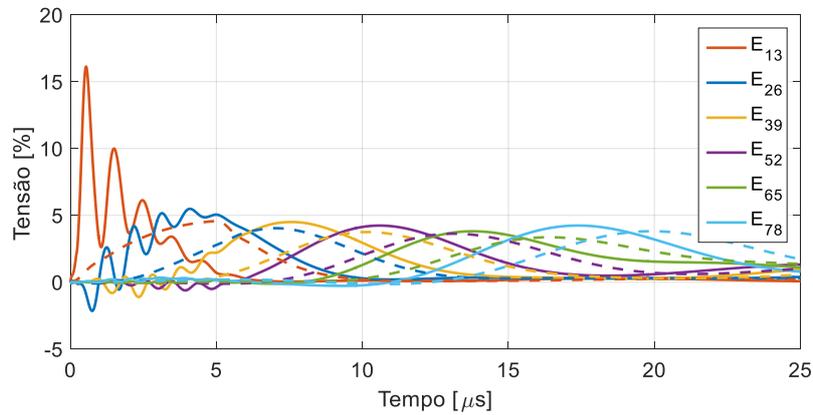


Figura 4.36. Caso 1 - tensão entre espiras da fase "a" (5 μ s).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

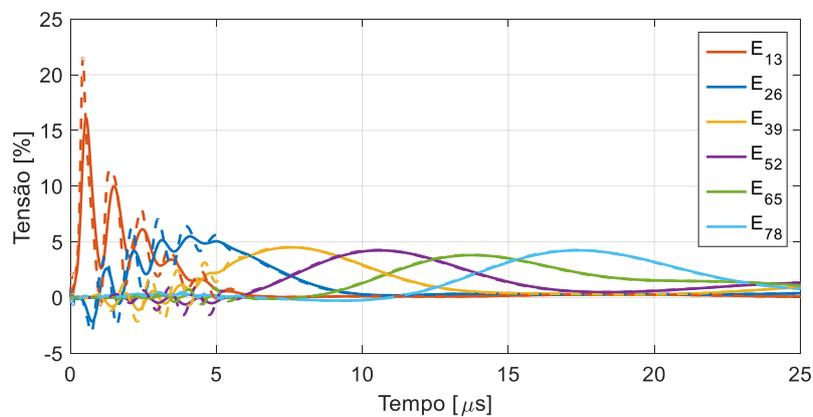


Figura 4.37. Caso 1 - tensão entre espiras da fase "a" (0,05 μ s)
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

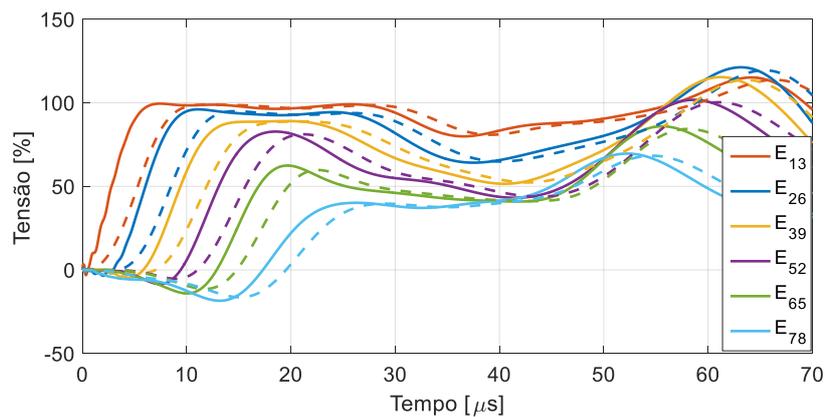


Figura 4.38. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase "a" (5 μ s).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

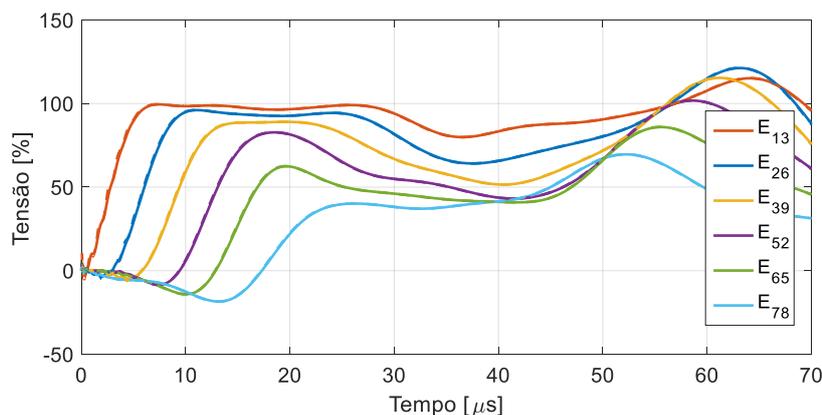


Figura 4.39. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (0,05 μ s).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

Para as tensões entre espiras e terra, de acordo com as formas de onda, nota-se que os valores de pico para todos os tempos de subida simulados acontecem devido à reflexão nas fases “b” e “c” da conexão estrela. Essas sobretensões não podem ser observadas corretamente para os modelos que não consideram as três fases. Além disso, estas amplitudes são muito importantes para o projeto de isolamento, uma vez que são os valores máximos encontrados considerando as três fases do enrolamento.

A partir das comparações dos valores de pico das tensões, apresentadas da Figura 4.40 à Figura 4.45, pode-se notar claramente que as maiores sobretensões aparecem na fase “a” tanto para os resultados entre espiras quanto entre espiras e terra, para todos os valores de tempo de subida.

Para as sobretensões entre espiras, os maiores valores encontram-se na primeira bobina, os quais são muito superiores aos encontrados para todas as demais espiras das três fases. Nota-se que para o menor tempo de subida simulado, o maior valor é observado na primeira espira da primeira na bobina e não na última como observado para todos os outros tempos de subida. Os resultados para as outras espiras da fase “a” são aproximadamente constantes, contudo, ainda são consideravelmente superiores aos valores encontrados para as fases “b” e “c”. No que concerne à dependência com o tempo de subida do surto aplicado, pode-se notar que para as espiras das três fases as tensões são tão maiores quanto menor é o tempo de subida, sendo que a diferença é mais evidente para as primeiras espiras da fase “a”. Considerando estas primeiras espiras da fase “a”, as tensões são aproximadamente uniformes para o tempo de subida maiores que 1 μ s. Assim, o tempo de subida em que se observa tensões uniformes para as espiras é menor que aquele observado para distribuição uniforme nas bobinas, o que é coerente com os resultados de medição apresentados em [87].

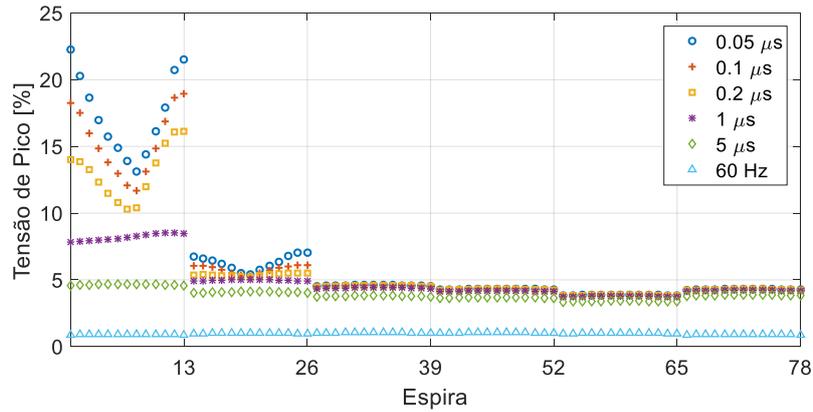


Figura 4.40. Caso 1- tensão de pico entre espiras da fase “a”.

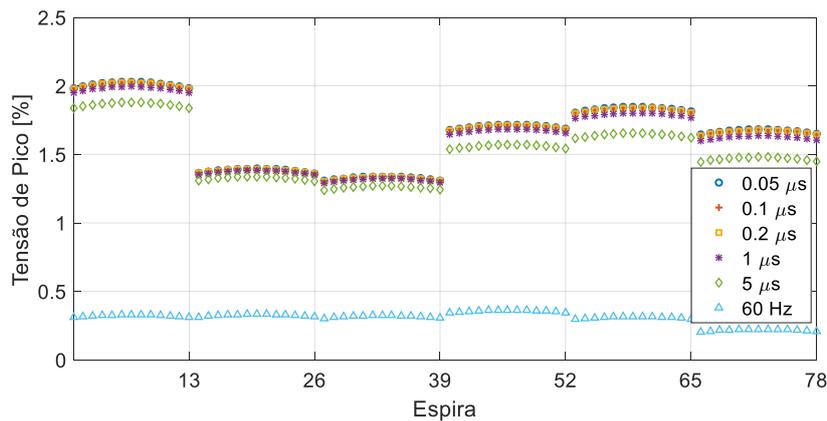


Figura 4.41. Caso 1- tensão de pico entre espiras da fase “b”.

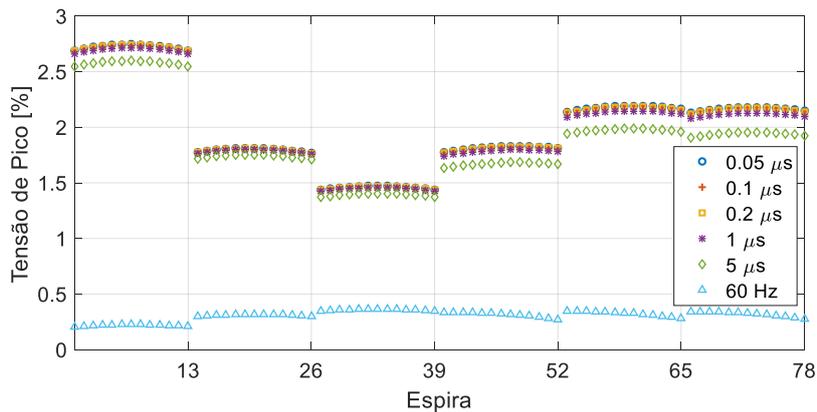


Figura 4.42. Caso 1- tensão de pico entre espiras da fase “c”.

Com respeito às tensões entre espiras e terra, na fase “a” elas aumentam da primeira espira da primeira bobina até a primeira espira da terceira bobina. A maior sobretensão é encontrada em uma espira pertencente a uma bobina diferente da primeira, devido à reflexão nas fases “b” e “c” do enrolamento conectado em estrela, o que é uma observação importante, indicando que erros podem ser cometidos ao se usar modelos mais simples, como aqueles que consideram apenas uma bobina. Além disso, as tensões entre espiras e terra são maiores que a amplitude do sinal aplicado até o início da quinta bobina para

todos os tempos de subida simulados. A partir da terceira bobina da fase “a” as tensões começam a diminuir até os mínimos valores observados nas bobinas terminais das fases “b” e “c”. Comparando os resultados entre as fases “b” e “c”, eles são relativamente semelhantes, tal como para a tensão entre espiras. Em relação ao tempo de subida, observa-se que os maiores valores são encontrados para os valores mais baixos de tempo de subida, tal como observado para as tensões entre espiras. No entanto, é observada pequena influência do tempo de subida nas tensões entre espiras e terra, até mesmo para as primeiras bobinas da fase “a”.

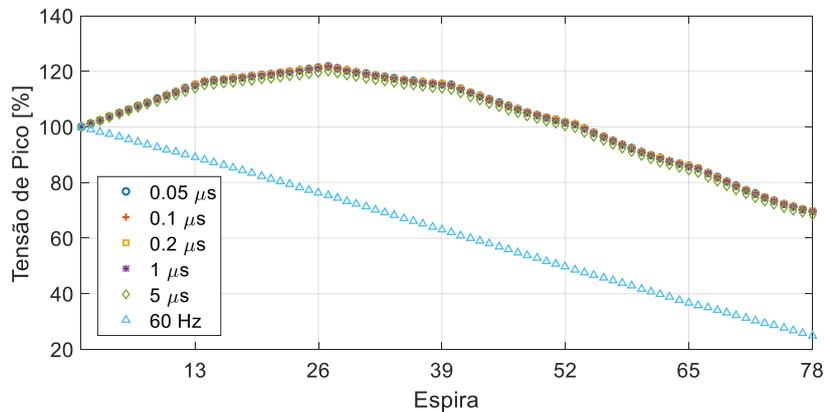


Figura 4.43. Caso 1 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “a”.

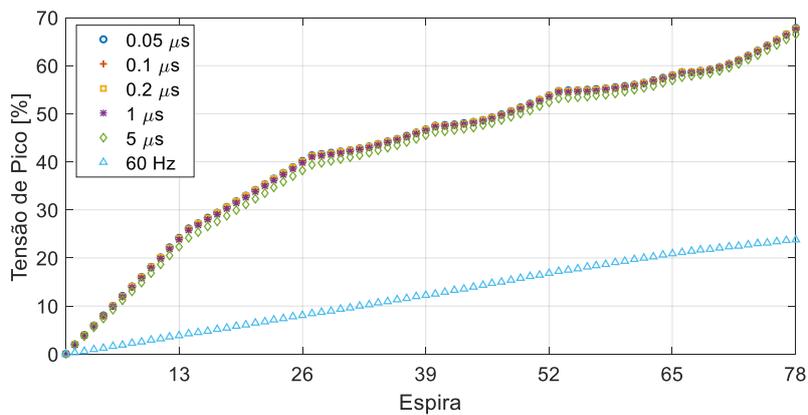


Figura 4.44. Caso 1 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “b”.

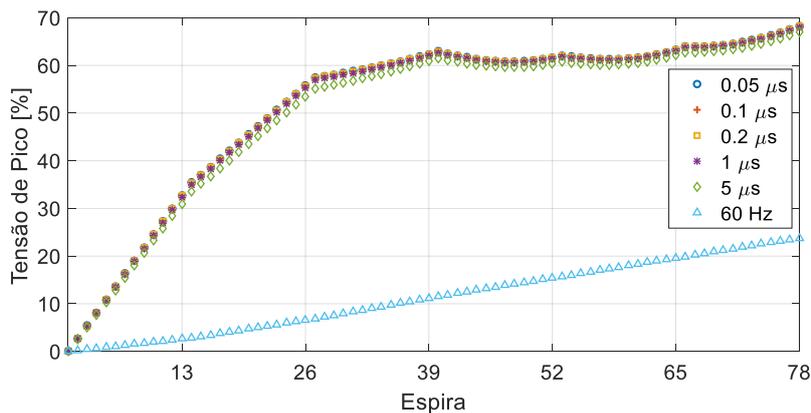


Figura 4.45. Caso 1 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “c”.

Os valores máximos encontrados para as tensões entre espiras e entre espiras e terra são comparados com aqueles obtidos para a alimentação senoidal na Tabela 4.1 e na Tabela 4.2, respectivamente. Pode-se observar que em todas as fases as tensões máximas entre espiras são muito maiores do que as esperadas em operação normal. Além disso, a variação da tensão entre espiras na fase “a”, na qual o surto foi aplicado, é muito maior do que nas fases “b” e “c”, para os menores tempos de subida simulados. No entanto, para as tensões entre espiras e terra, apesar do fato de que as amplitudes nas fases “b” e “c” são menores, as variações em relação aos valores esperados em condição normal, são maiores do que na fase “a”.

Tabela 4.1: Caso 1 – tensões máximas entre espiras.

Tempo de subida [μs]	Valor Máximo					Variação [% de 60 Hz]				
	0,05	0,1	0,2	1	5	0,05	0,1	0,2	1	5
Fase “a”	22,3	19,0	16,1	8,5	4,7	21,2	18,0	15,4	8,1	4,4
Fase “b”	2,0	2,0	2,0	2,0	1,9	2,6	5,6	5,6	5,5	5,1
Fase “c”	2,7	2,7	2,7	2,7	2,6	7,5	7,5	7,5	7,4	7,1

Tabela 4.2: Caso 1 – tensões máximas entre espiras e terra.

Tempo de subida [μs]	Valor Máximo					Variação [% de 60 Hz]				
	0,05	0,1	0,2	1	5	0,05	0,1	0,2	1	5
Fase “a”	121,7	121,7	121,7	121,3	119,9	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2
Fase “b”	67,8	67,8	67,7	67,5	66,5	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8
Fase “c”	68,3	68,2	68,2	68,0	68,0	2,8	2,9	2,9	2,9	2,8

4.4 Caso 2 - efeito das cabeças de bobina

O segundo caso a ser comparado com o caso base é a consideração ou não das cabeças de bobina. De acordo com a modelagem proposta, o efeito das cabeças de bobina é levado em consideração por meio da inclusão de elementos de circuito que formam um “ π ” equivalente, o qual considera as capacitâncias parasitas e a dependência com a frequência para a impedância série. Assim, para verificar a influência das cabeças de bobina, o modelo usado para esta região é retirado da simulação, de tal forma que permaneça apenas o modelo para o núcleo do estator. O objetivo principal é verificar a parcela de influência das cabeças de bobina nas sobretensões, visto que, as espiras de máquinas de média tensão possuem comprimento considerável nesta região.

Na literatura existem trabalhos que estudam a influência da bobina nas sobretensões transitórias. Em [80][87] a influência do formato da bobina e da espessura da isolamento nas tensões transitórias foi estudada. Adicionalmente, no trabalho [88] a influência dos parâmetros da bobina tais como, comprimento das regiões do núcleo e das cabeças de bobina, espessura e permissividade da isolamento, foram verificados para máquinas de até 6,6 kV por um modelo que considera apenas uma bobina. Logo, nesta seção, as simulações para verificar a influência das cabeças de bobina na distribuição de tensão

transitória internamente à máquina, são feitas usando o modelo de um grupo de enrolamento das três fases do motor de 13,2 kV, o qual possui, comprimento das cabeças de bobina maior que os motores de tensão menores. Este caso é apresentado e discutido em detalhes em [15].

A comparação entre as tensões para bobinas da fase “a” é apresentada na Figura 4.46. Conforme pode ser visto, são verificadas influências nas formas de onda, as quais são discutidas em detalhes na análise das tensões entre espiras. Além disso, na Figura 4.47 são mostradas as comparações entre os resultados obtidos da tensão entre espiras na fase “a” para o caso base e a desconsideração das cabeças de bobina (Caso 2), enquanto que da Figura 4.48 são evidenciadas as mesmas comparações para as tensões entre espiras e terra. Vale lembrar que ambos os resultados, entre espiras e entre espiras e terra, para as fases “b” e “c” estão apresentados no Apêndice A - Principais Formas de onda Obtidas.

De acordo com as formas de onda é possível notar que as cabeças de bobina afetam, principalmente, o instante em que os picos são observados, a frequência de oscilação, a taxa de crescimento e o valor de pico das sobretensões.

Com relação ao instante em que os picos das sobretensões são observados, a justificativa é obtida com base no tempo de propagação do pulso em cada espira, conforme apresentado pelas Equações 4.1 e 4.2. Assim, quando as cabeças de bobina são desconsideradas, ocorre redução do comprimento médio da espira, bem como, aumento da velocidade de propagação do surto devido à redução da capacitância e indutância equivalentes da espira e, conseqüentemente, o tempo de viagem do surto pelos enrolamentos é reduzido. Diretamente relacionada com tempo de propagação, a frequência das oscilações aumenta com a redução da capacitância e da indutância equivalente da espira, tal como observado para cabos elétricos [89]. Para o motor analisado, devido à sua tensão nominal, o comprimento das cabeças de bobina é considerável e, portanto, o tempo de propagação é significativamente afetado.

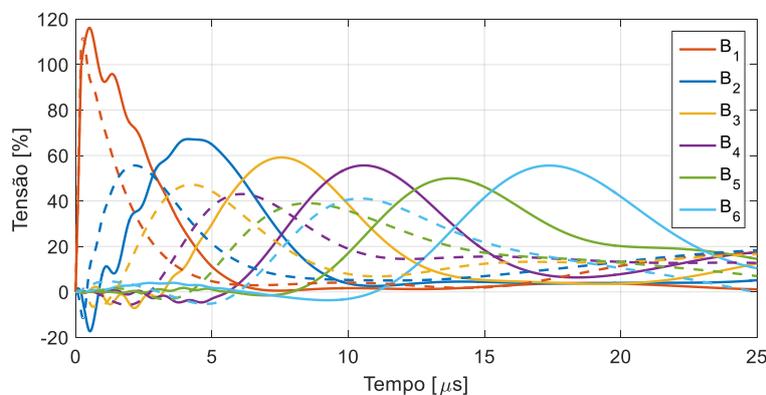


Figura 4.46. Caso 2 - tensão entre bobinas da fase “a”.
(Caso base: linha contínua e Caso 2: linha tracejada)

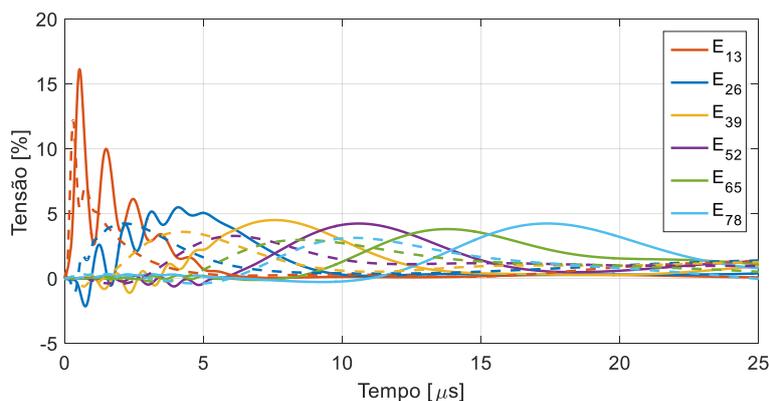


Figura 4.47. Caso 2 - tensão entre espiras da fase “a”.
(Caso base: linha contínua e Caso 2: linha tracejada)

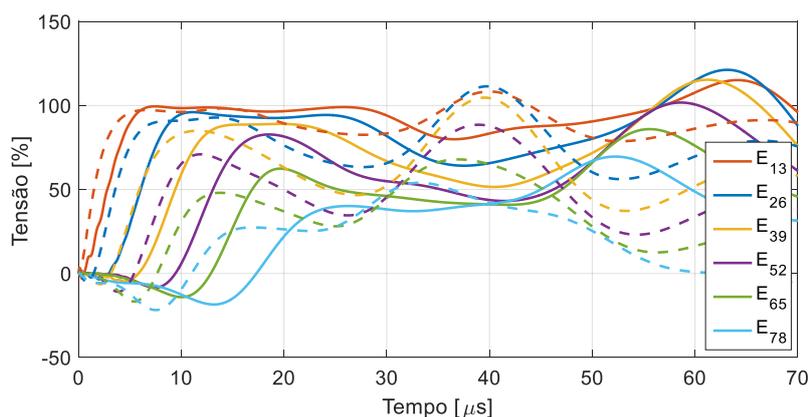


Figura 4.48. Caso 2 - tensão entre espiras e terra da fase “a”.
(Caso base: linha contínua e Caso 2: linha tracejada)

No que concerne o aumento da taxa de crescimento das tensões, quando as cabeças de bobina são desconsideradas, a explicação é justamente o fato da capacitância equivalente de cada espira reduzir. As capacitâncias parasitas em estudos transitórios, além de afetarem o tempo de propagação e a frequência das oscilações, também são responsáveis por não permitir variações instantâneas de tensão, ou seja, quanto menor a capacitância equivalente de cada espira maior a taxa de crescimento das tensões.

Finalmente, com relação aos picos de tensão, observa-se que eles são maiores quando as cabeças de bobinas são consideradas, o que é justificado pelo fato de que quando as cabeças de bobina estão presentes, existe em todas as bobinas, as junções cabeças de bobina - núcleo do estator – cabeças de bobina, que representam discontinuidades para a propagação do surto, ou seja, diferenças nas impedâncias que causam reflexões. No entanto, quando as cabeças de bobina são negligenciadas, as únicas junções que existem, dentro de uma mesma fase, são as entre as regiões do núcleo para diferentes espiras, pois conforme mostrado na subseção 3.5.2 as indutâncias e resistências dependem da posição da espira na bobina. Portanto, os valores de pico são mais pronunciados quando as cabeças de bobina são consideradas.

A fim de melhor comparar e entender os resultados, a Figura 4.49 e a Figura 4.50 apresentam a comparação das tensões de pico obtidas, considerando tensões entre espiras e entre espiras e terra, respectivamente. Além disso, os valores máximos obtidos para cada fase são comparados com e sem a presença das cabeças de bobina na Tabela 4.3 e na Tabela 4.4.

As curvas de comparação dos valores de pico mostram que no caso base as tensões são mais altas em todas as espiras das três fases para ambas as tensões, entre espiras e entre espiras e terra.

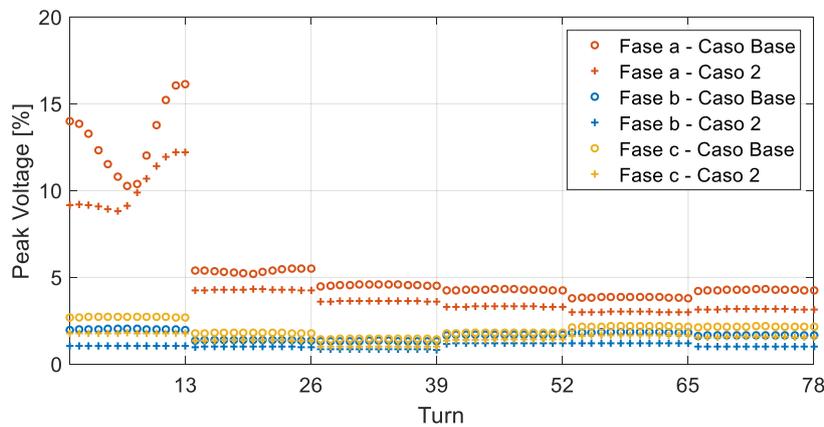


Figura 4.49. Caso 2 - tensão de pico entre espiras.

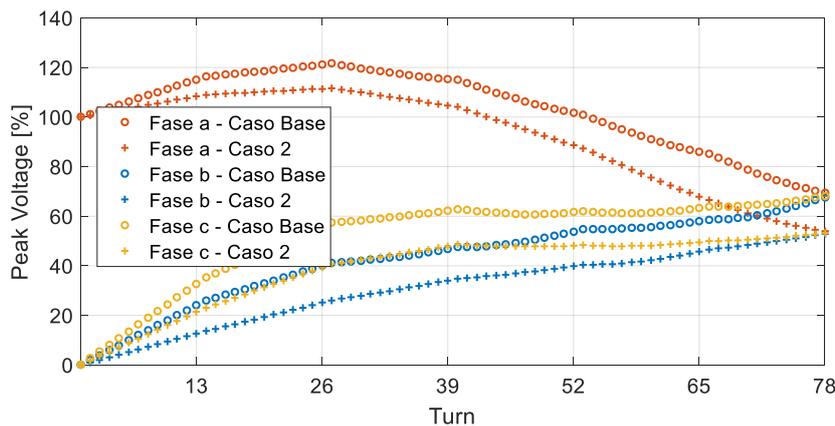


Figura 4.50. Caso 2 – tensão de pico entre espiras e terra.

Com relação aos valores máximos observados em cada fase, verifica-se que as variações são relevantes, chegando a ser 40,3% inferior quando as cabeças de bobina são desconsideradas para a tensão entre espiras da fase “b”. Ainda, percebe-se que com relação aos valores máximos entre as três fases, os quais foram ambos obtidos para a fase “a”, há uma redução de 24,3% para a tensão entre espiras e 8,2% para a tensão entre espiras e terra, quando as cabeças de bobina são desconsideradas. Esta variação de 24,3% para a tensão entre espiras é um valor importante, especialmente para projetos otimizados da isolação entre espiras. No que se refere à menor variação para a tensão entre espiras e terra, o motivo é que as capacitâncias entre espiras e terra para as cabeças de bobina são bem menores que aquelas observadas para a região do núcleo do estator, assim, quando

se desconsidera as cabeças de bobinas, a variação de capacitâncias para terra do modelo é bem inferior quando comparada com a variação das capacitâncias entre espiras.

Tabela 4.3: Caso 2 – tensões de pico entre espiras.

	Caso Base [%]	Caso 2 [%]	Variação [% Base]
Fase “a”	16,1	12,2	-24,3
Fase “b”	2,0	1,2	-40,3
Fase “c”	2,7	1,8	-34,7

Tabela 4.4: Caso 2 – tensões de pico entre espiras e terra.

	Caso Base [%]	Caso 2 [%]	Variação [% Base]
Fase “a”	121,7	111,6	-8,2
Fase “b”	67,7	52,9	-21,9
Fase “c”	68,2	53,1	-22,1

4.5 Caso 3 – número de bobinas do modelo

Conforme apresentado no Capítulo 2, os modelos usados na literatura para obtenção da tensão entre espiras utilizam diferentes número de bobinas, sendo que no mais detalhado, uma fase completa, de um grupo de enrolamentos, é considerada. Assim, nesta seção tem-se por objetivo comparar os resultados usando os diferentes modelos da literatura com o modelo trifásico proposto neste trabalho. São considerados três modelos adicionais, o primeiro com uma única bobina, o segundo com uma única bobina sendo as demais representadas por uma resistência de 100Ω e, o terceiro, considera uma fase completa. Para todos os modelos a extremidade da última bobina é aterrada, tal como encontrado na literatura. Os esquemas dos modelos simulados são apresentados da Figura 4.51 à Figura 4.53

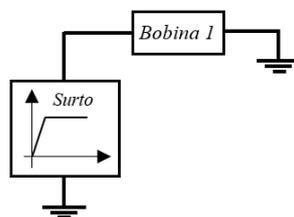


Figura 4.51. Esquema do modelo 1.

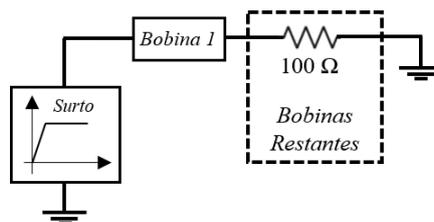


Figura 4.52. Esquema do modelo 2.

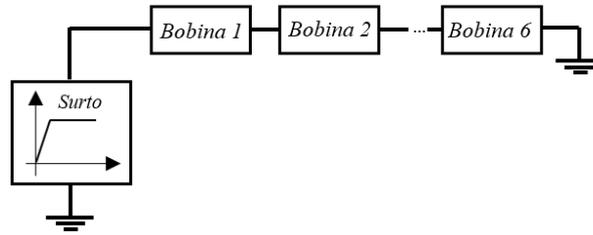


Figura 4.53. Esquema do modelo 3.

Os primeiros resultados apresentados, da Figura 4.54 à Figura 4.61, são as tensões entre espiras e das espiras para terra da primeira bobina, as quais são as mais afetadas pelo surto incidente. Os resultados das tensões entre espiras e terra são apresentados até o instante de $70 \mu\text{s}$, uma vez que, para os modelos trifásico e monofásico, as reflexões nas fases “b” e “c” da conexão estrela e na última bobina, respectivamente, levam a sobretensões em instantes de tempo superiores. Além disso, as tensões para terra são ampliadas nos primeiros $5 \mu\text{s}$ a fim de verificar as oscilações em detalhes para todas as espiras. Para as tensões entre espiras, não é necessário mostrar os resultados para instantes de tempo mais elevados, pois elas não são afetadas pelas reflexões no final da fase.

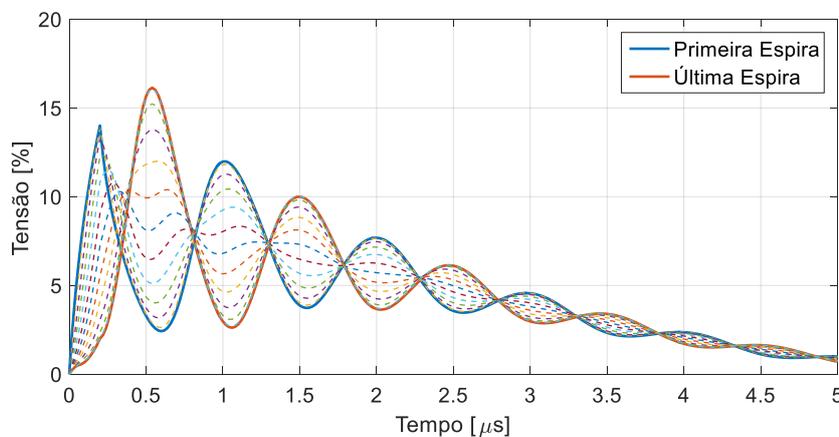


Figura 4.54. Caso Base - Tensão entre espiras (modelo trifásico).

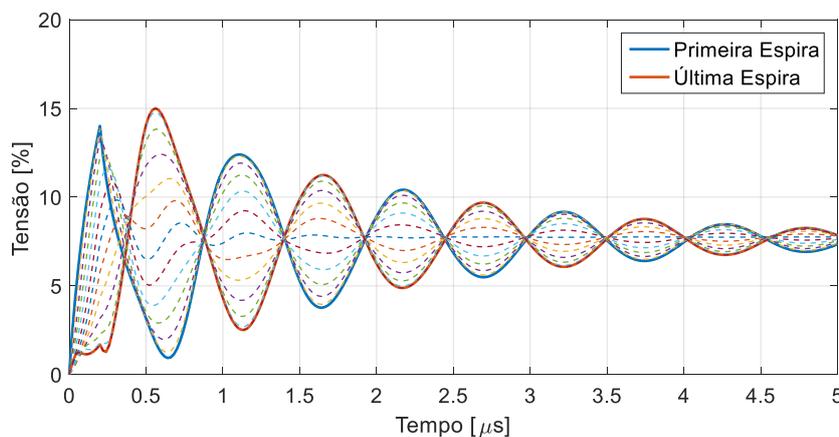


Figura 4.55. Caso 3 - Tensão entre espiras (modelo 1).

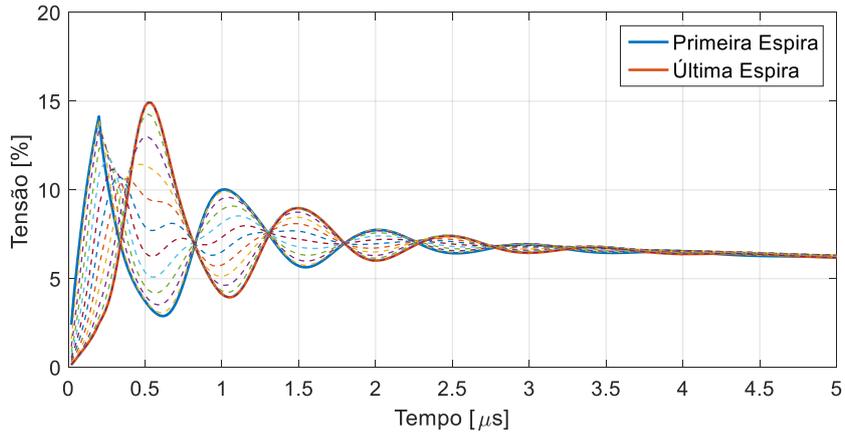


Figura 4.56. Caso 3 - Tensão entre espiras (modelo 2).

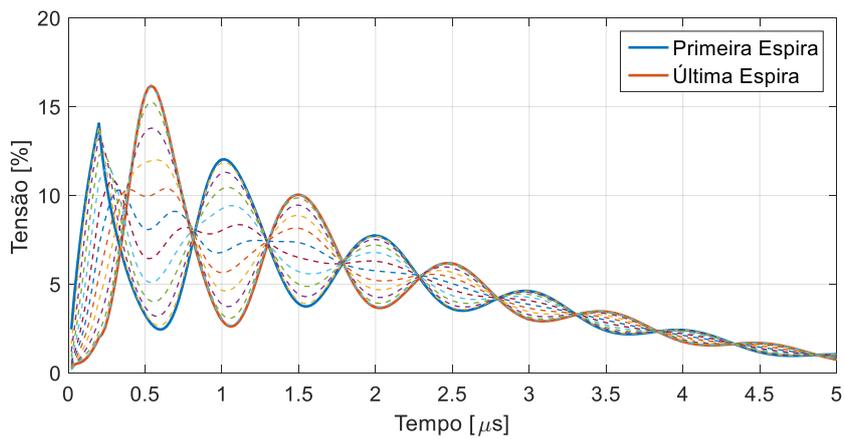


Figura 4.57. Caso 3 - Tensão entre espiras (modelo 3).

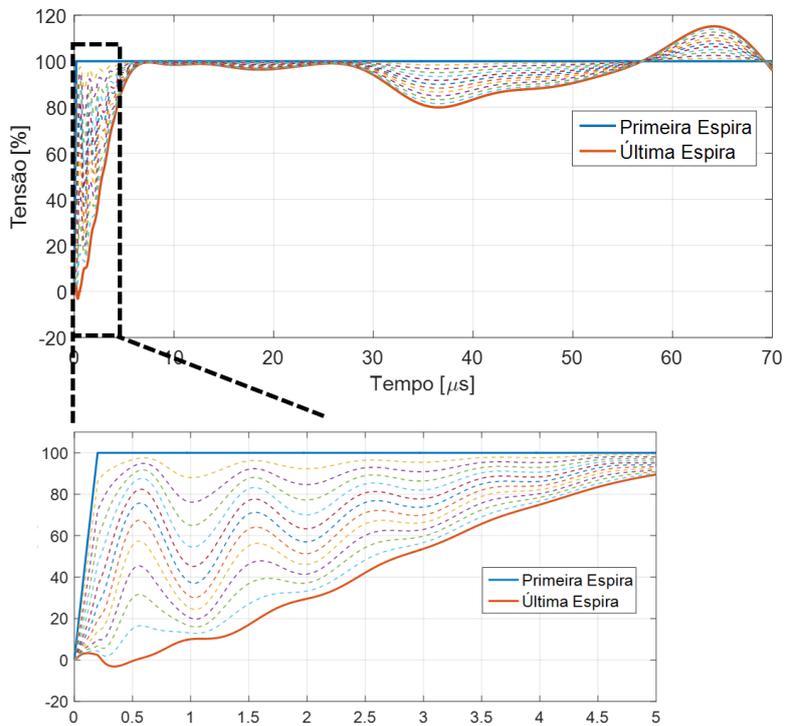


Figura 4.58. Caso Base - Tensão entre espiras e terra (modelo trifásico).

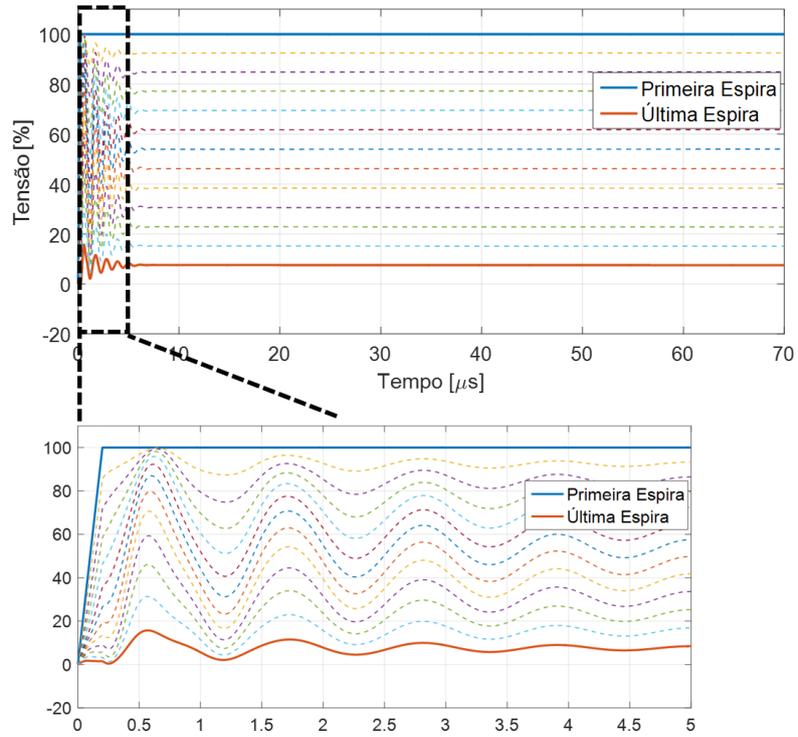


Figura 4.59. Caso 3 - Tensão entre espiras e terra (modelo 1).

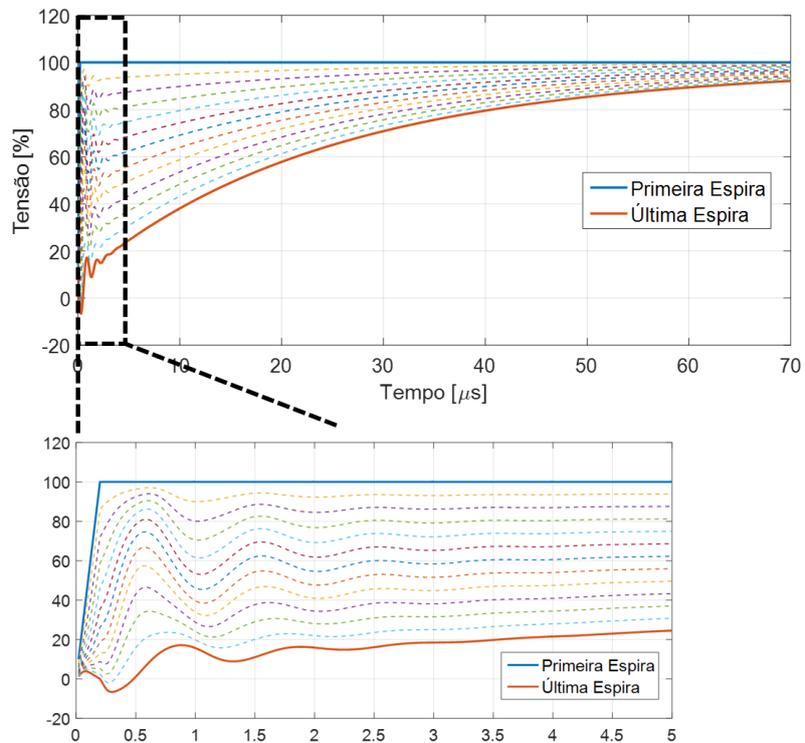


Figura 4.60. Caso 3 - Tensão entre espiras e terra (modelo 2).

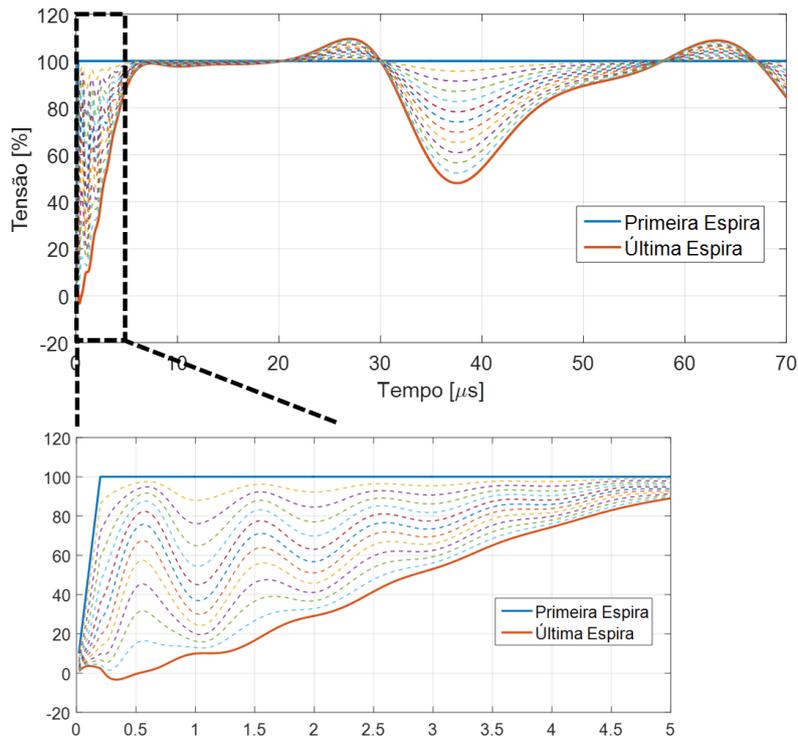


Figura 4.61. Caso 3 - Tensão entre espiras e terra (modelo 3).

Considerando as tensões entre espiras, pode-se ver que as oscilações têm uma razoável concordância, principalmente os modelos monofásicos e trifásicos. Até mesmo as oscilações dos modelos de uma única bobina são similares. Para os valores de pico, a tensão mais elevada é encontrada para a última espira da primeira bobina para todos os modelos. Além disso, novamente, os modelos de uma e três fases não apresentaram resultados com distorções significativas. No entanto, os modelos de uma bobina apresentaram valores diferentes para muitas espiras, especialmente para aquelas localizadas após o meio da bobina.

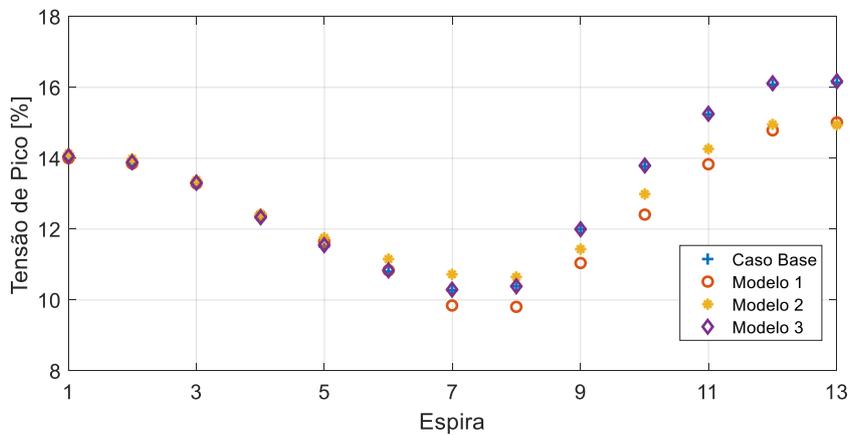


Figura 4.62. Caso 3 – comparação das tensões de pico entre espiras.

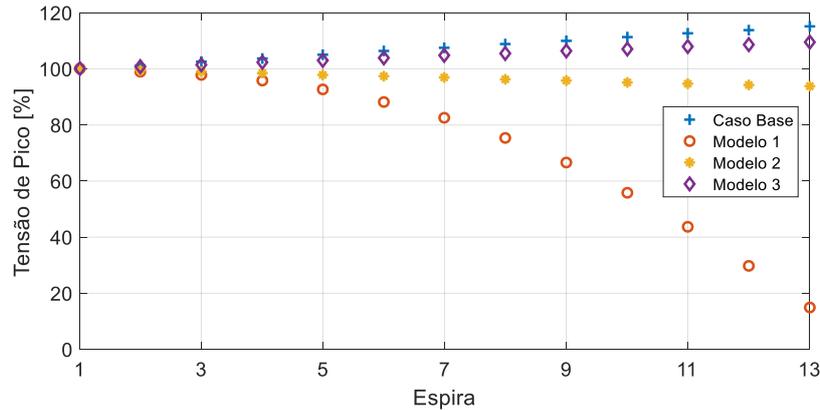


Figura 4.63. Caso 3 – comparação das tensões de pico entre espiras e terra.

Para as tensões entre espiras e terra, as formas de onda são mais discrepantes, especialmente para instantes de tempo mais elevados, mesmo quando os modelos de uma e três fases são comparados. A diferença é explicada pela reflexão no final da última bobina devido à diferença de impedâncias, uma vez que a conexão do neutro do enrolamento em estrela apresenta uma condição diferente para a onda refletida no modelo trifásico. Com relação aos valores de pico, os quais são encontrados para espiras pertencentes a outras bobinas que não da primeira, eles são diferentes para todas as espiras dos 3 modelos. Mais uma vez, os modelos de bobina única apresentaram os piores resultados e, devido à ausência das junções entre as bobinas, não foi encontrada tensão maior que a aplicada em nenhuma das espiras. O modelo de uma fase apresentou resultados inferiores que o modelo trifásico para as últimas espiras da bobina.

A Tabela 4.5 e a Tabela 4.6 apresentam os valores máximos encontrados na bobina terminal para cada modelo simulado. De acordo com os valores encontrados, em relação às tensões entre espiras, os desvios máximos obtidos foram para os modelos de uma bobina. Os resultados do modelo monofásico foram muito semelhantes aos obtidos para o modelo trifásico. Em relação às tensões entre espiras e terra, é observado um desvio maior para todos os modelos. Novamente, os piores resultados foram encontrados para o modelo de uma única bobina, e os valores são 17,8% menores do que aqueles encontrados para o modelo trifásico, tendo em vista que a sobretensão devido à reflexão na extremidade da última bobina da fase “a” não existe para os modelos de bobina única. Para o modelo monofásico, a sobretensão máxima foi 5,3% menor do que aquela observada para o modelo trifásico. Vale ressaltar que as tensões entre espiras e terra indicadas nas tabelas são relativas à primeira bobina e, portanto, a tensão máxima observada para todas as espiras da fase “a” não foi analisada neste momento para os modelos trifásico e monofásico.

Tabela 4.5: Caso 3 – tensões de pico entre espiras (primeira bobina).

Caso Base [%]	Modelo 1		Modelo 2		Modelo 3	
	Valor de Pico [%]	Variação [% do Base]	Valor de Pico [%]	Variação [% do Base]	Valor de Pico [%]	Variação [% do Base]
16,1	15,0	-7,0	15,0	-7,3	16,2	0,2

Tabela 4.6: Caso 3 – tensões de pico entre espiras e terra (primeira bobina).

Caso Base [%]	Modelo 1		Modelo 2		Modelo 3	
	Valor de Pico [%]	Variação [% do Base]	Valor de Pico [%]	Variação [% do Base]	Valor de Pico [%]	Variação [% do Base]
116,4	100,0	-17,8	100,0	-17,8	110,2	-5,3

Conforme mostrado anteriormente, os modelos trifásico e monofásico apresentaram resultados similares para ambas as tensões, entre espiras e espiras para terra. Portanto, a fim de investigar as diferenças destes dois modelos, as próximas figuras mostram a comparação entre os resultados para todas as espiras da fase “a” para ambos os modelos. A Figura 4.64 e a Figura 4.65 mostram a distribuição transitória para a última espira de cada bobina para as tensões entre espiras e das espiras para terra, respectivamente. Além disso, a Figura 4.66 e a Figura 4.67 mostram a comparação da tensão de pico para todas as 78 espiras da fase “a” e a Tabela 4.7 mostram os valores máximos para a tensão entre espira e terra.

De acordo com os resultados, com relação à forma de onda, pode ser visto que a principal diferença entre os modelos ocorre após os primeiros 10 μs , que é o tempo que o surto leva para chegar ao início da última bobina. Quando a onda chega à última bobina, devido às diferentes impedâncias existentes nos dois modelos na última bobina da fase “a”, a reflexão de onda afeta a tensão máxima entre espiras da última bobina e os valores de pico de todas as espiras para as tensões entre espiras e terra. Além disso, a comparação do pico máximo encontrado para a tensão entre espira e terra da fase “a”, verifica-se que o valor encontrado para o modelo monofásico é 9,0% menor que aquele encontrado para o modelo trifásico, o qual é observado para uma espira que pertence à bobina 3 para ambos os modelos.

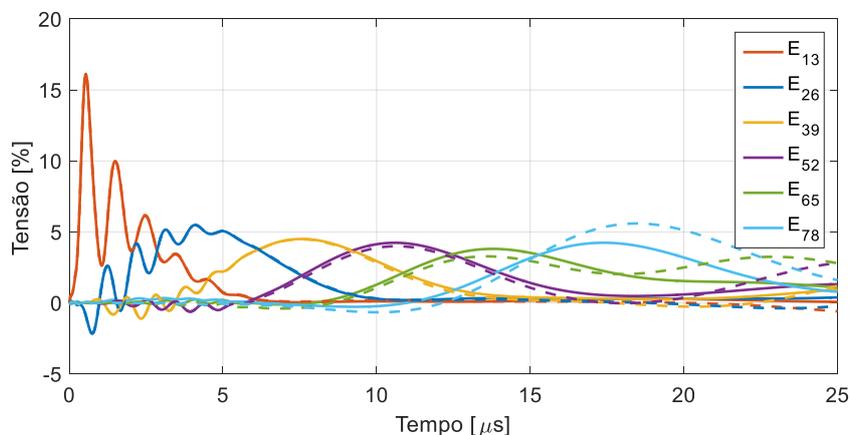


Figura 4.64. Tensões entre espiras

(Modelo trifásico: linha contínua e Modelo monofásico: linha tracejada)

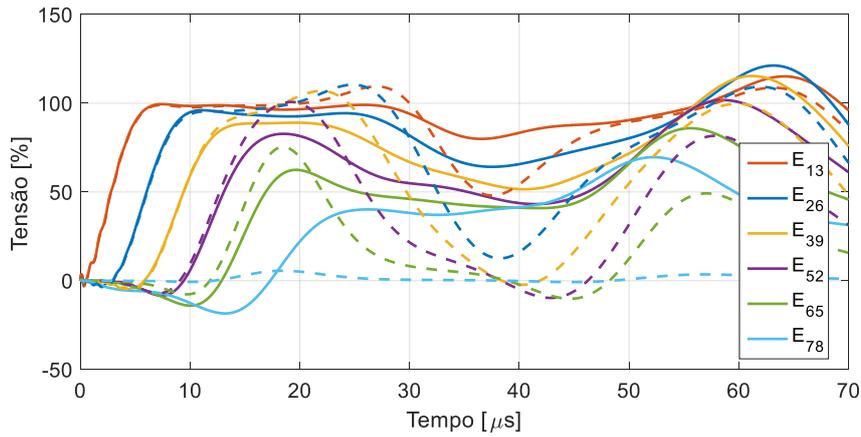


Figura 4.65. Tensões entre espiras e terra.
(Modelo trifásico: linha contínua e Modelo monofásico: linha tracejada)

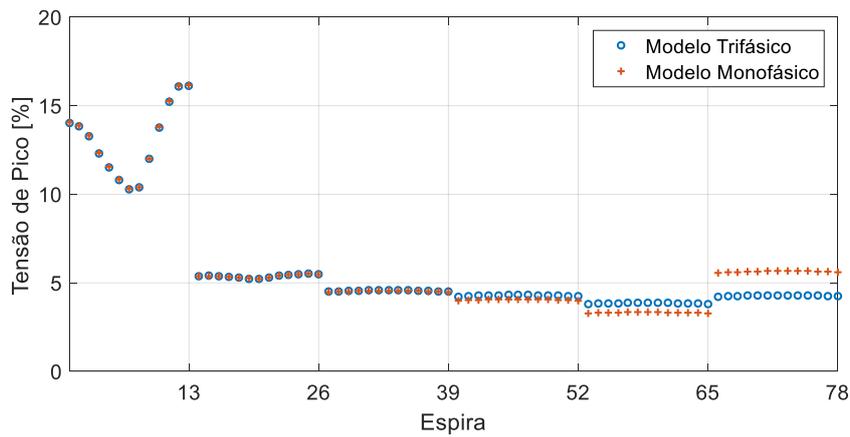


Figura 4.66. Tensões de pico entre espiras (modelos trifásico e monofásico).

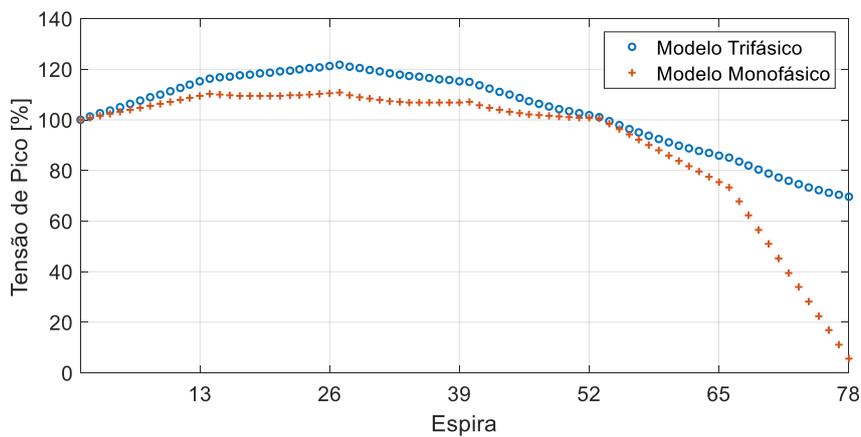


Figura 4.67. Tensões de pico entre espiras e terra (modelos trifásico e monofásico).

Tabela 4.7: Caso 3 – tensões de pico entre espiras e terra.

Caso Base [%]	Modelo 3	
	Valor de Pico [%]	Variação [% do Base]
121,7	110,7	-9,0

4.6 Caso 4 - efeito do rotor

Em [90] foi apresentada, de maneira simplificada, a influência do rotor nas tensões transitórias entre espiras utilizando um modelo com um única bobina. Naquela ocasião verificou-se que as tensões na bobina analisada são pouco afetadas pela presença do rotor. Assim, normalmente, as simulações e medições de tensões transitórias não levam em conta o rotor da máquina. Portanto, a fim de verificar a influência do rotor, neste caso são apresentados resultados de simulação considerando o rotor. O modelo apresentado no capítulo anterior considerava apenas os enrolamentos do estator, logo, inicialmente, nesta seção, é proposto um modelo transitório para o rotor.

4.6.1 Modelo do Rotor

Para obtenção do modelo do rotor os princípios básicos usados para o estator foram considerados. Assim, a geometria 2D do rotor foi incluída no pacote computacional de elementos finitos tal como apresentado na Figura 4.68.

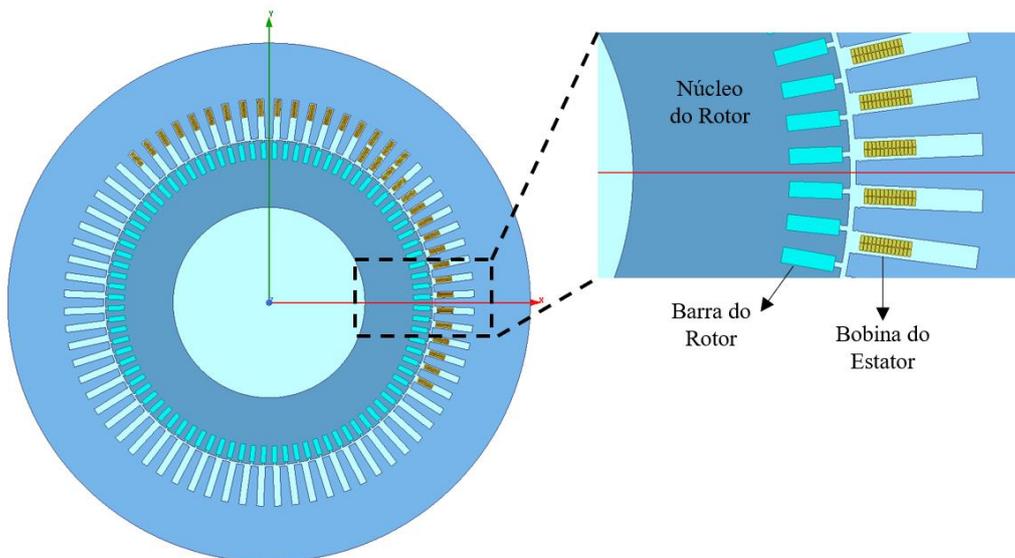


Figura 4.68. Geometria usada no solver transitório com o rotor.

Novamente, neste modelo é necessário ainda incluir os efeitos do anel de curto-circuito, visto que o modelo 2D não os considera, bem como as capacitâncias parasitas, devido ao desacoplamento dos campos elétrico e magnético utilizado no *solver* transitório magnético. De maneira análoga ao que foi feito para o estator, os anéis de curto-circuito e as capacitâncias são incluídos como elementos de circuito entre as barras do rotor, tal como mostrado na Figura 4.69. Conforme pode ser visto, os anéis de curto-circuito são incluídos por meio de um modelo dependente com a frequência, além disso, são consideradas as capacitâncias entre o rotor e terra (núcleo do estator).

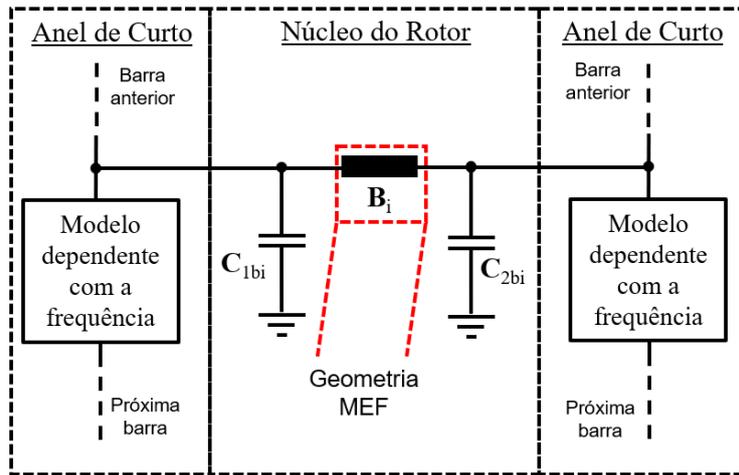


Figura 4.69. Esquema utilizado para o modelo transitório do rotor.

O modelo usado para o anel de curto-circuito entre duas barras pode ser visto na Figura 4.70, o qual é análogo àquele utilizado para as cabeças de bobina. Os parâmetros do modelo são obtidos por meio da resposta em frequência para a geometria do anel de curto, de maneira similar ao que foi feito para as cabeças de bobina, conforme mostrado a seguir:

- R_{aci-s1} : resistência de baixa frequência, ou seja, a resistência para a menor frequência da faixa considerada (0 Hz) relativa à barra “i”;
- R_{aci-s2} : diferença entre a resistência de alta frequência (obtida para a maior frequência utilizada, 100 kHz), e a resistência de baixa frequência relativa à barra “i”;
- L_{aci-s1} : indutância de alta frequência relativa à barra “i”;
- L_{aci-s2} : diferença entre a indutância de baixa frequência e a indutância de alta frequência relativa à barra “i”.

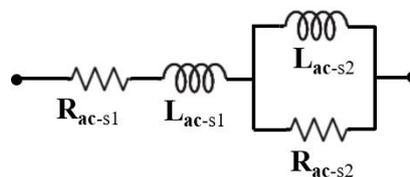


Figura 4.70. Modelo dependente da frequência para o anel de curto.

Portanto, o passo inicial para cálculo dos parâmetros do modelo é a obtenção da resposta em frequência para a geometria do anel de curto, a qual pode ser obtida pelo solver “*Eddy Current*”, que soluciona a Equação 3.6. Para a modelagem é considerada uma geometria 2D equivalente com simetria cilíndrica que corresponde à metade da geometria 3D original na direção axial, tal como mostrado na Figura 4.71.

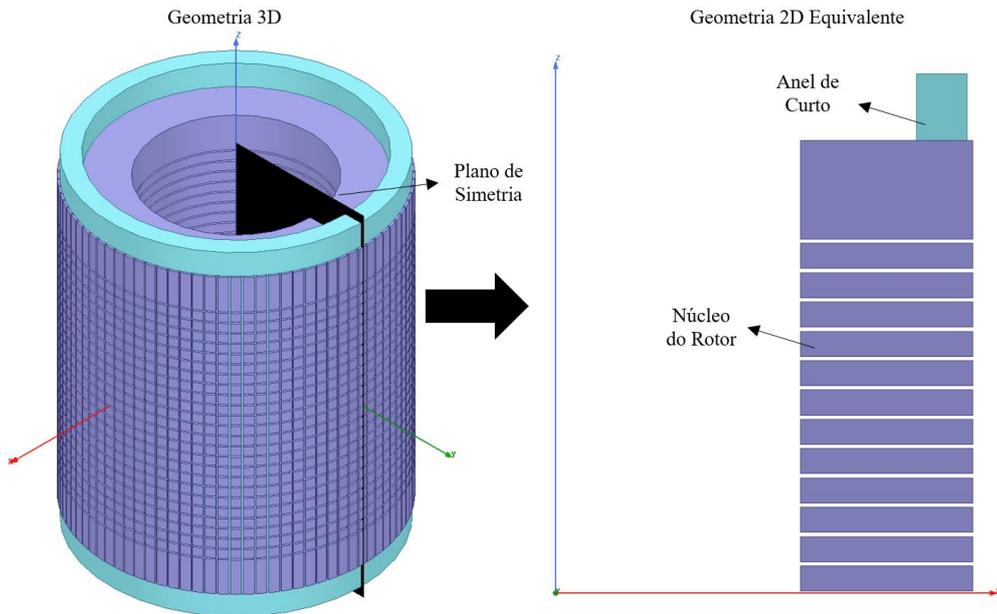


Figura 4.71. Geometria 2D equivalente para modelagem do anel de curto.

Para as simulações, o núcleo do rotor é modelado considerando o mesmo material usado para o núcleo do estator, ou seja, o modelo da curva BH e das perdas no núcleo é aquele apresentado na subseção 3.5.1.

De posse do modelo do núcleo e da geometria do rotor, é possível obter a resposta em frequência para a indutância e resistência dos anéis de curto. A Figura 4.72 apresenta a malha usada no programa, com destaque para os elementos na extremidade do núcleo do rotor e no anel de curto, para consideração adequada do efeito pelicular.

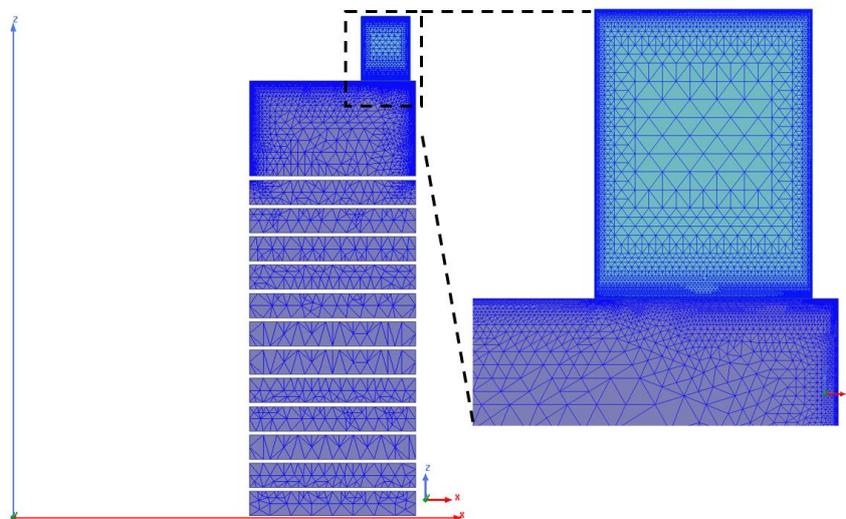


Figura 4.72. Malha usada para o rotor.

A Figura 4.73 apresenta a distribuição de densidade de fluxo magnético no núcleo do rotor e no anel de curto e, conforme pode ser constatado, a densidade de fluxo

magnético é maior na região do núcleo próximo ao anel de curto, evidenciando que as linhas de fluxo magnético buscam o caminho mais curto de menor relutância magnética. Além disso, comparando os resultados obtidos para 60 Hz e 100 kHz, percebe-se que a profundidade de penetração do campo no núcleo é menor para altas frequências, tal como observado para o núcleo do estator.

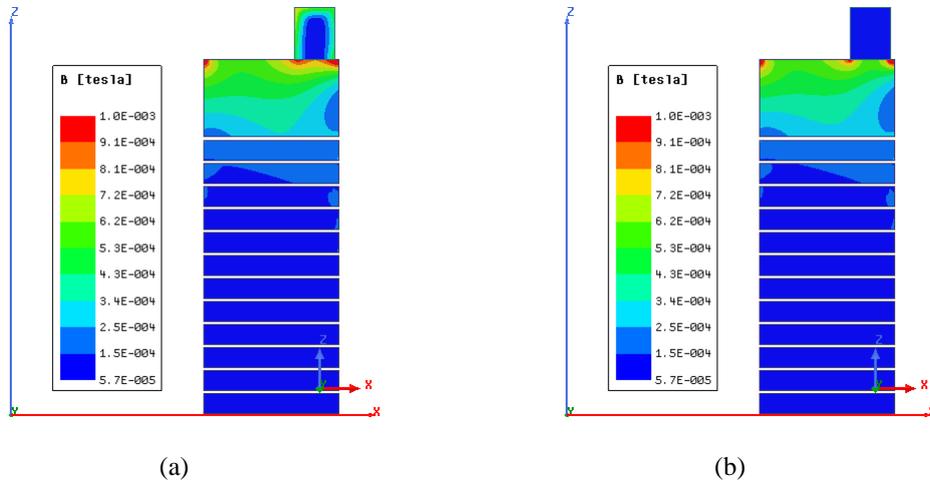


Figura 4.73. Densidade de fluxo magnético no rotor (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.

Adicionalmente, a Figura 4.74 apresenta a densidade de corrente com foco no anel de curto. É possível notar que, devido às dimensões do anel de curto-circuito, em 60 Hz já é possível notar uma distribuição não uniforme e em 100 kHz a corrente se mantém nas extremidades do anel de curto, com exceção à extremidade adjacente ao núcleo do rotor, que devido ao comportamento do material magnético como uma barreira ao fluxo de alta frequência, a densidade de corrente também é reduzida.

A resistência e indutância de cada anel de curto em função da frequência podem ser verificadas na Figura 4.75 e na Figura 4.76, respectivamente. Conforme pode ser visto, a resistência aumenta e a indutância reduz com a frequência, tal como esperado.

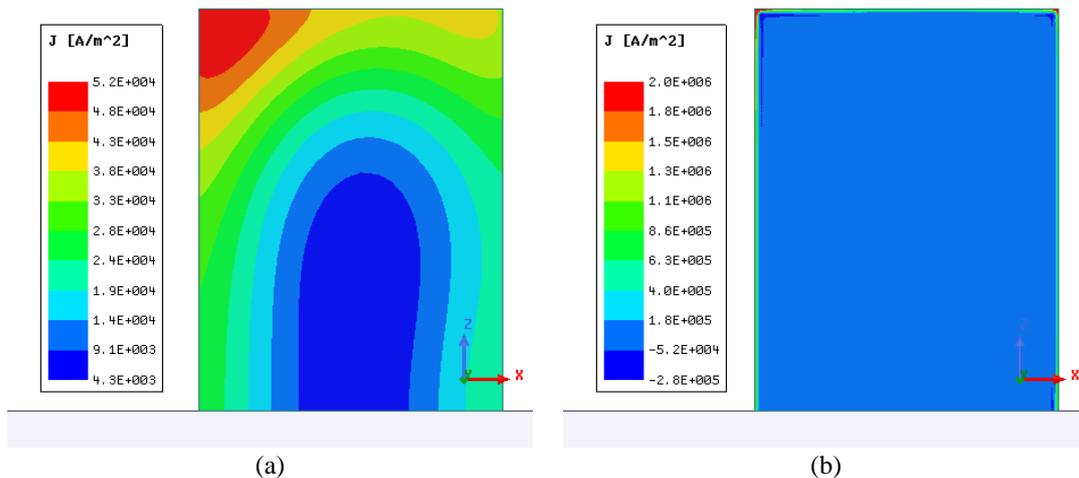


Figura 4.74. Densidade de corrente no anel de curto (a) 60 Hz; (b) 100 kHz.

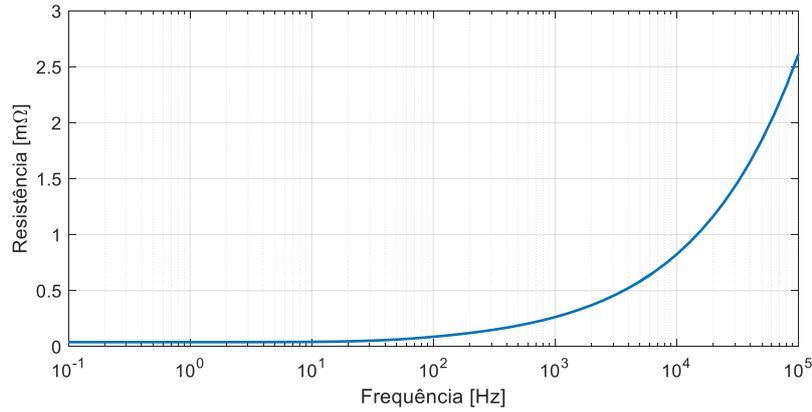


Figura 4.75. Resistência do anel de curto-circuito em função da frequência.

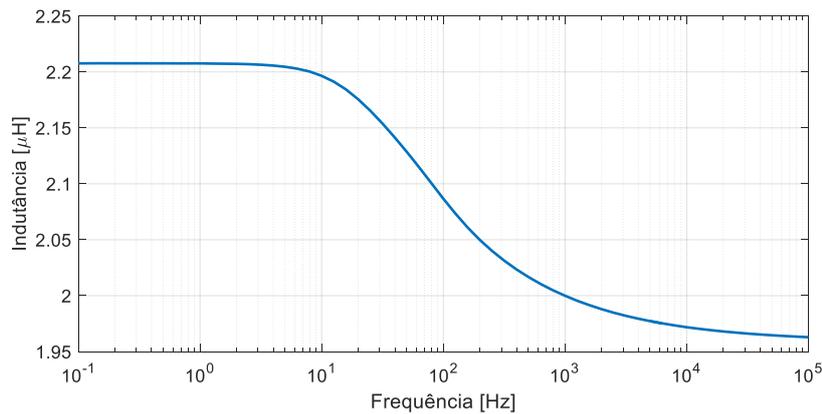
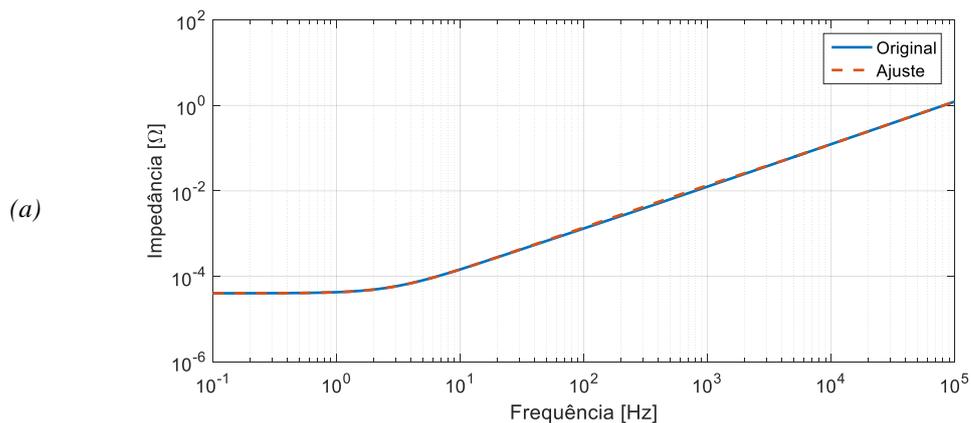


Figura 4.76. Indutância do anel de curto-circuito em função da frequência.

Usando a metodologia descrita anteriormente a impedância série do anel de curto-circuito pode ser ajustada. Os resultados obtidos estão apresentados na Figura 4.77, e como pode ser observado, as curvas, original (reposta via MEF) e ajustada, estão bem coerentes. Além disso, na Tabela 4.8 são apresentados os valores numéricos do modelo. Vale ressaltar que os valores a serem utilizadas no modelo apresentado na Tabela 4.8 devem ser divididos pelo número de barras do rotor, visto que o modelo de anel de curto é inserido entre duas barras.



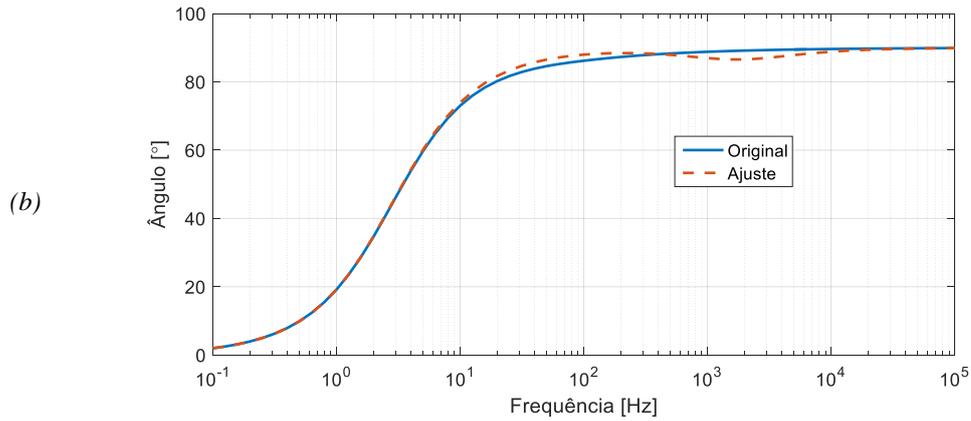


Figura 4.77. Impedância série do anel de curto a) amplitude; b) ângulo.

Tabela 4.8: Parâmetros do modelo do anel de curto.

L_{ac-s1} [μH]	L_{ac-s2} [μH]	R_{ac-s1} [$m\Omega$]	R_{ac-s2} [$m\Omega$]
1,96	2,44	0,0399	2,6

Para finalizar a modelagem, é necessário calcular as capacitâncias a serem incluídas como elementos de circuito na geometria 2D utilizada no *solver* transitório. De acordo com [90][92] quando o rotor é considerado, existem as capacitâncias entre rotor e terra (núcleo do estator) e entre rotor e bobinas do estator. Assim, para cálculo das capacitâncias, o modelo apresentado na Figura 4.78 é utilizado. Conforme pode ser observado no modelo são incluídas duas bobinas do estator, bem como, o rotor completo.

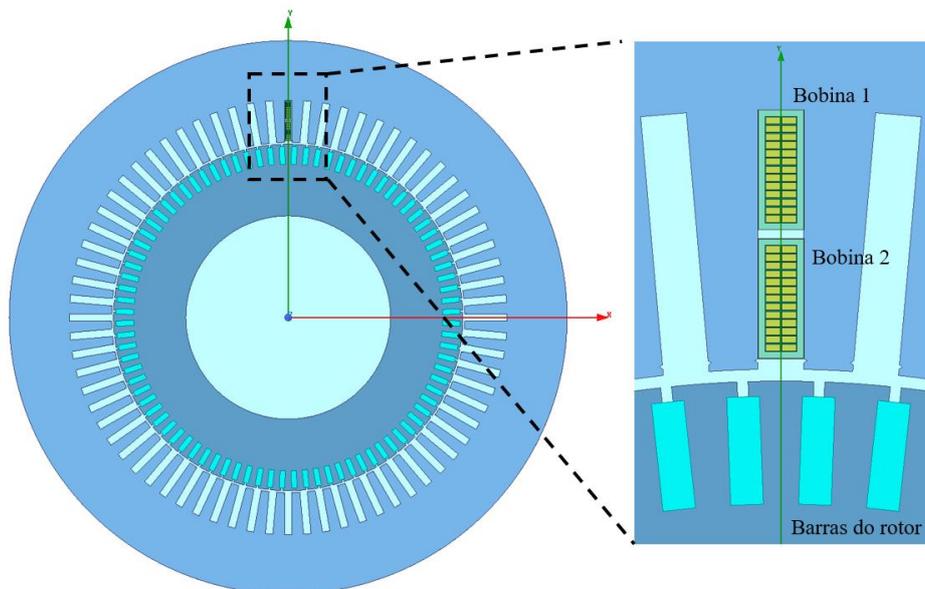


Figura 4.78. Geometria usada para cálculo das capacitâncias considerando o rotor.

Para as simulações são utilizadas 4 excitações (aplicação de tensão):

- espiras da bobina 1 do estator;

- espiras da bobina 2 do estator;
- barras do rotor;
- núcleo do estator, considerado aterrado.

Para as alimentações foi considerado que cada bobina pertence a uma fase diferente, de tal forma que a tensão entre elas é a tensão nominal do motor (13200 V entre fases). Para o rotor foi considerada a tensão induzida nominal ($13200/(78 \cdot 2)$), visto que o rotor é considerado como tendo $\frac{1}{2}$ espira. A Figura 4.79 apresenta duas das excitações (estator aterrado e barras do rotor) usadas na simulação

Como resultados de simulação a Figura 4.80 e a Figura 4.81 apresentam as distribuições de tensão e de campo elétrico, respectivamente. Para as bobinas do estator as considerações são as mesmas das simulações anteriores, em que a tensão varia do valor aplicado até zero na região da isolação principal e, portanto, o campo elétrico é máximo e aproximadamente constante nesta região. Com relação ao rotor, percebe-se que devido ao fato de que o núcleo do rotor é condutor (resistividade diferente de 0), toda a geometria fica no mesmo potencial o que justifica a não existência de capacitância entre barras do rotor. A maior diferença de tensão entre rotor e estator é observada na região do entreferro, onde, conseqüentemente, o campo elétrico possui valor mais alto.

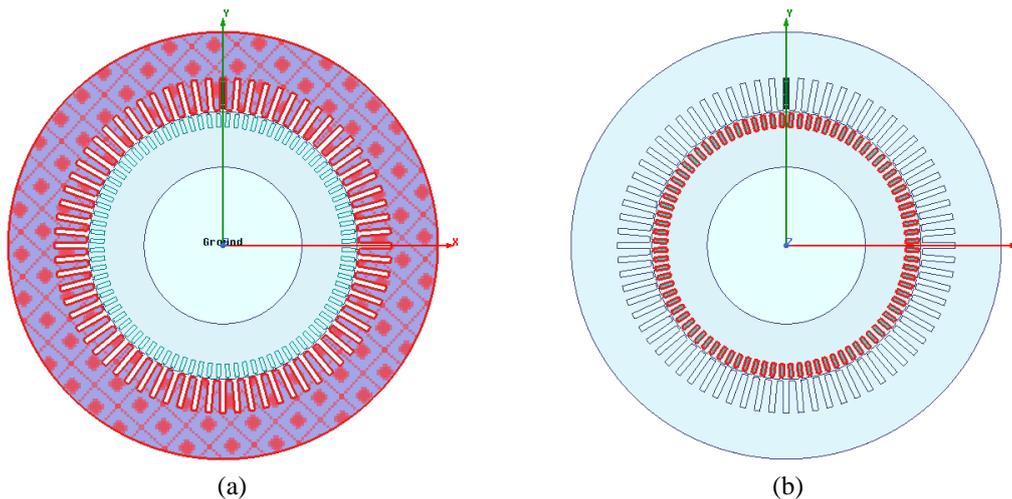


Figura 4.79. Excitações para cálculo das capacitâncias (a) terra; (b) barras do rotor.

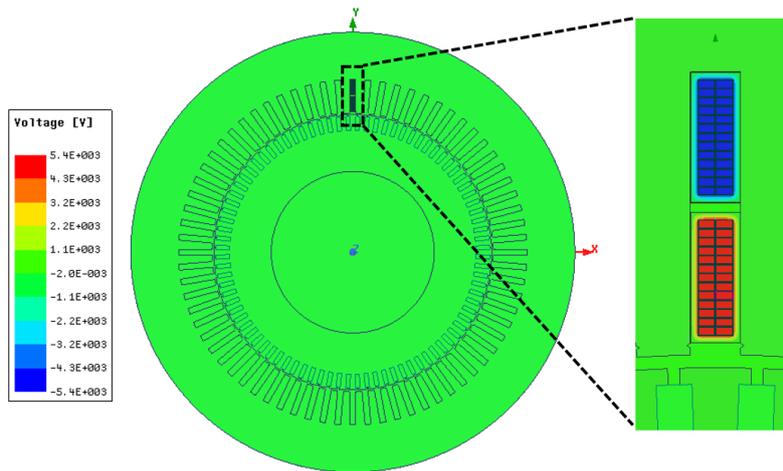


Figura 4.80. Distribuição de tensão para cálculo das capacitâncias do rotor.

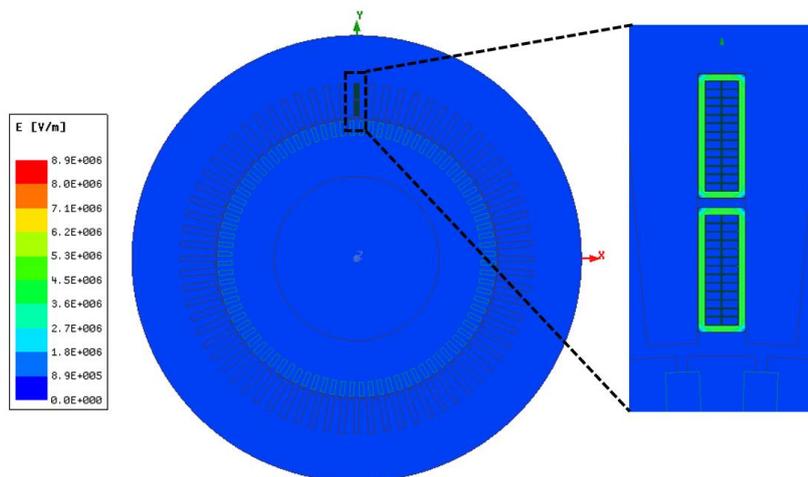


Figura 4.81. Distribuição de campo elétrico para cálculo das capacitâncias do rotor.

De acordo com as simulações, os resultados apresentados na Tabela 4.9 foram obtidos. Conforme pode-se verificar, as capacitâncias mútuas são todas desprezíveis quando comparadas com as capacitâncias para terra, o que já havia sido obtido no capítulo anterior para as bobinas do estator e o que era esperado entre as barras do rotor e as bobinas do estator, devido à grande distância de separação. Com relação às capacitâncias para terra, o valor obtido para as barras do rotor é relevante e é incluído no modelo apresentado na Figura 4.69, cujo valor para cada barra é $3946,9/88$ [pF/m], visto que na simulação todas as barras foram alimentadas pela mesma excitação.

Tabela 4.9: Capacitâncias considerando o rotor.

Capacitância para Terra [pF/m]		Capacitância Mútua [pF/m]	
Bobina 1	1345,4	Bobina 1 – Bobina 2	$1,3 \cdot 10^{-3}$
Bobina 2	1345,4	Bobina 1 - Barras	$1,8 \cdot 10^{-3}$
Barras	3946,9	Bobina 2 - Barras	$1,0 \cdot 10^{-3}$

4.6.2 Sobretensões Transitórias

De posse do modelo detalhado na subseção anterior, as simulações transitórias foram realizadas, tendo por objetivo comparar os resultados com aqueles obtidos para o caso base, em que o rotor não é considerado. A fim de que a influência do rotor seja verificada adequadamente, o mesmo tempo de subida do surto aplicado no caso base ($0,2 \mu\text{s}$) é usado nas simulações neste item.

A Figura 4.82 apresenta as tensões entre bobinas da fase “a”, enquanto na Figura 4.83 e na Figura 4.84 as tensões entre espiras e entre espiras e terra da fase “a” são mostradas. Além disso, os valores de pico das três fases podem ser vistos na Figura 4.85 e na Figura 4.86.

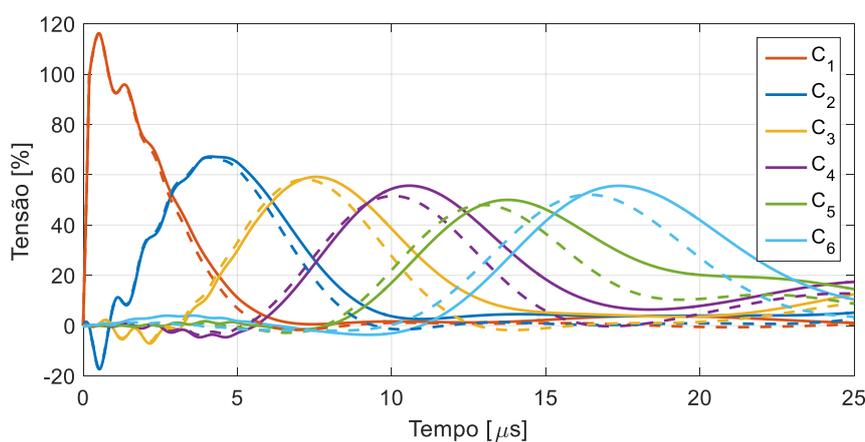


Figura 4.82. Caso 4 - tensão entre bobinas da fase “a”.
(Caso base: linha contínua e Caso 4: linha tracejada)

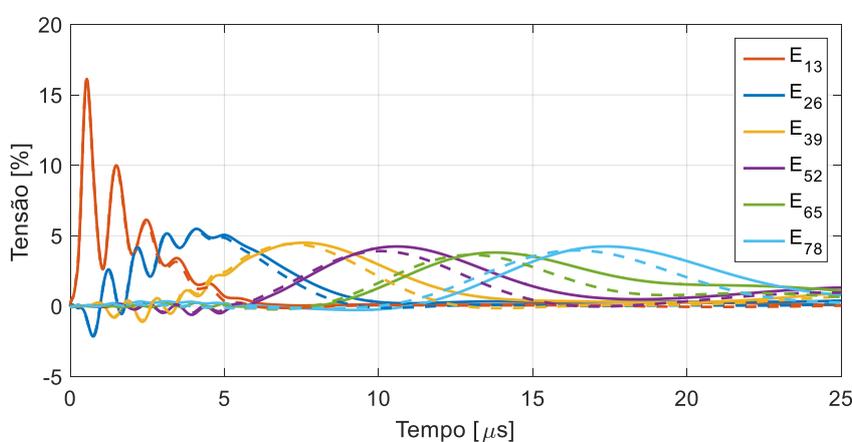


Figura 4.83. Caso 4 - tensão entre espiras da fase “a”.
(Caso base: linha contínua e Caso 4: linha tracejada)

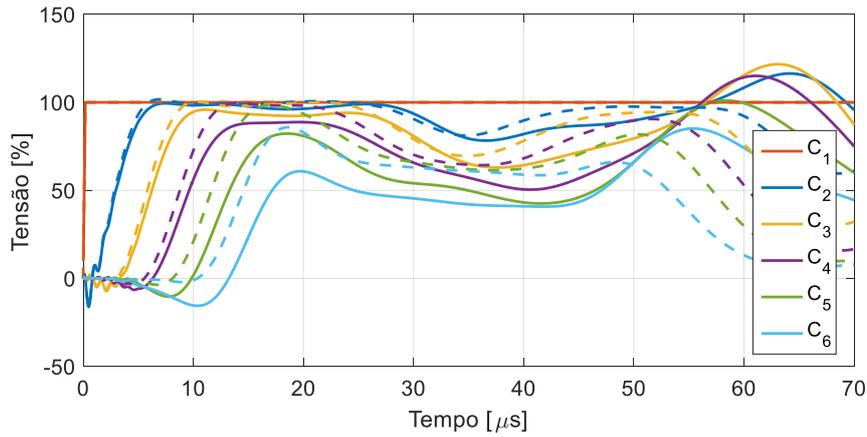


Figura 4.84. Caso 4 - tensão entre espiras e terra da fase "a".
(Caso base: linha contínua e Caso 4: linha tracejada)

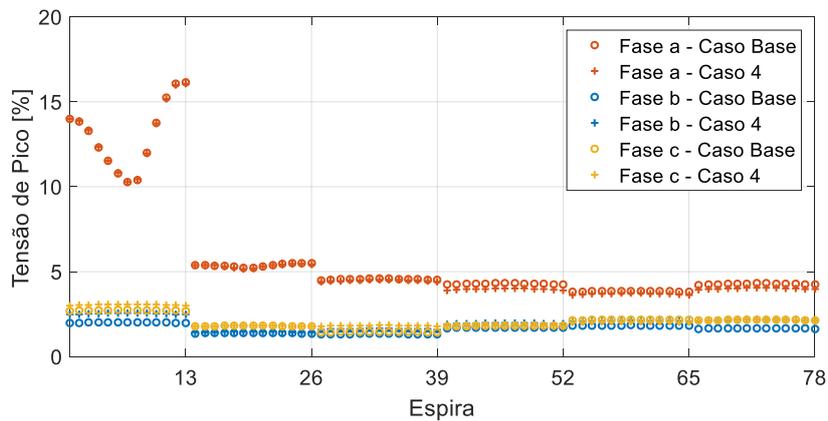


Figura 4.85. Caso 4- tensão de pico entre espiras.

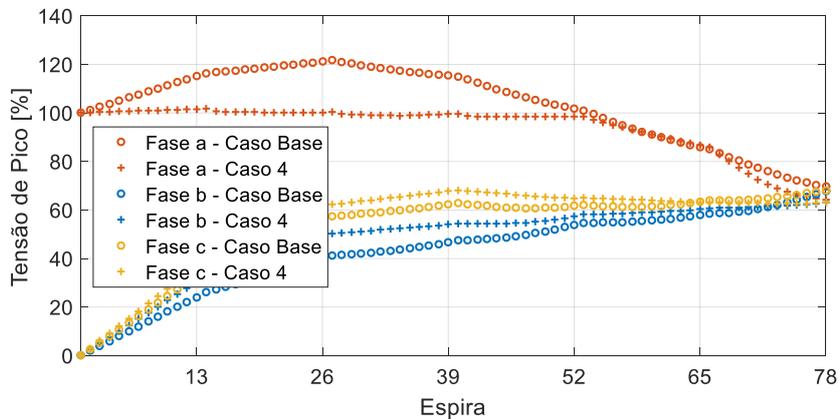


Figura 4.86. Caso 4 – tensão de pico entre espiras e terra.

De uma maneira geral pode-se verificar que o instante dos picos das tensões é reduzido quando se considera o rotor para todas as formas de onda. Com relação aos valores de pico, pode-se dizer que para todas as fases, para as tensões entre espiras, há uma redução quando se considera o rotor, tal como observado nas medições apresentadas

para a primeira bobina em [90]. Para as tensões entre espiras e terra a redução é mais significativa, especialmente para as espiras das primeiras bobinas da fase “a”, devido ao amortecimento das reflexões causadas pela presença das fases “b” e “c”. Isto é explicado pelo fato de que o rotor insere indutâncias e resistências adicionais no circuito equivalente, alterando a impedância de surto. No entanto, esta diferença só é observada para tempos de simulação mais elevados, pois nos primeiros instantes o fluxo de alta frequência gerado pelas correntes do estator não penetra de forma significativa no rotor, não tendo, portanto, acoplamento relevante.

Outra pequena alteração se refere à taxa de variação das tensões, especialmente entre espiras e terra, a qual foi ligeiramente reduzida, devido às capacitâncias adicionais entre as barras do rotor e terra.

As comparações dos valores máximos por fase podem ser vistas na Tabela 4.10 e na Tabela 4.11. De acordo com os resultados nota-se que os valores de pico das tensões são mais afetados para as tensões entre espiras das fases “b” e “c”. No entanto, para a fase “a”, a qual define o projeto da isolação, não há alteração relevante. Todavia, as tensões das espiras para terra da fase “a” são bem mais afetadas, cujo valor máximo reduziu 16,4% em relação ao caso base, tendo, portanto, influência no projeto da isolação principal. Para as fases “b” e “c” não são observadas alterações relevantes na tensão entre espiras e terra.

Tabela 4.10: Caso 4 – tensões de pico entre espiras.

	Caso Base [%]	Caso 4 [%]	Variação [% Base]
Fase “a”	16,1	16,06	-0,5
Fase “b”	2,0	2,6	26,2
Fase “c”	2,7	3,1	12,6

Tabela 4.11: Caso 4 – tensões de pico entre espiras e terra.

	Caso Base [%]	Caso 4 [%]	Variação [% Base]
Fase “a”	121,7	101,7	-16,4
Fase “b”	67,7	63,1	-6,9
Fase “c”	68,2	68,1	-0,1

4.7 Caso 5 - efeito do cabo alimentador

Nesta seção são apresentados os resultados das tensões transitórias no motor considerando o efeito do cabo alimentador. A reflexão causada na junção motor-cabo eleva a tensão nos terminais do motor e, assim, o objetivo desta seção é verificar como as tensões internas são afetadas. O modelo usado para o cabo é apresentado e discutido em detalhes no Apêndice C - Modelo do Cabo.

As simulações do conjunto cabo-motor são realizadas e têm por objetivo verificar a influência do comprimento do cabo nas sobretensões transitórias. Inicialmente, é verificada a tensão na extremidade do cabo sem a presença do motor para diferentes comprimentos de cabo (20 m, 50 m, 100 m e 200 m) e, posteriormente, o modelo do motor é incluído nas simulações. Todas as simulações são realizadas com o mesmo tempo de subida do surto aplicado, a fim de que se possa comparar os resultados com o caso base. As formas de onda obtidas para o cabo a vazio são mostradas da Figura 4.87 à Figura 4.90.

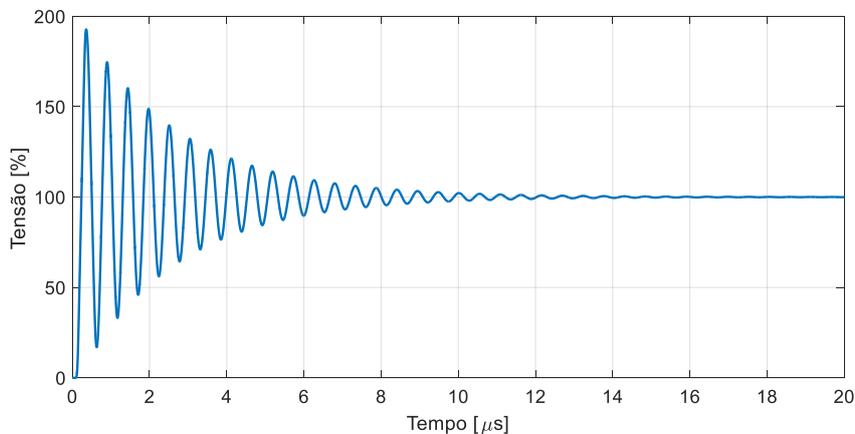


Figura 4.87. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 20 m).

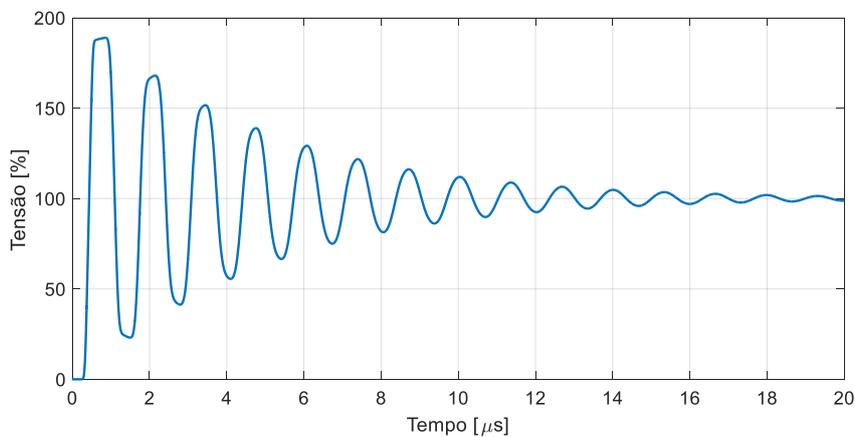


Figura 4.88. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 50 m).

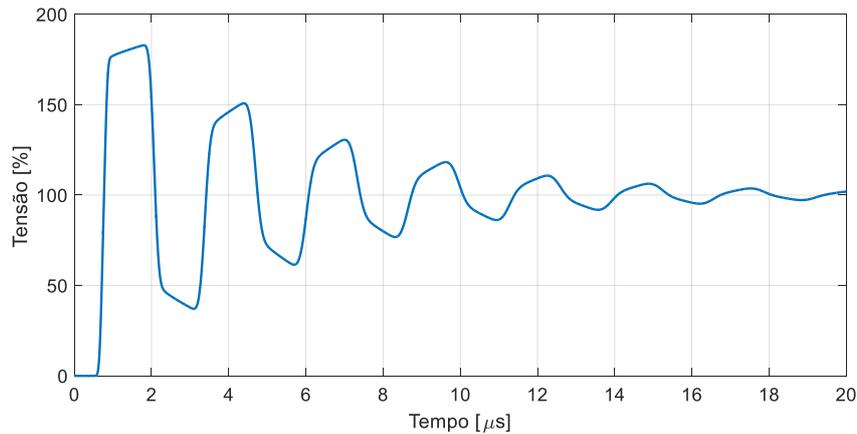


Figura 4.89. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 100 m).

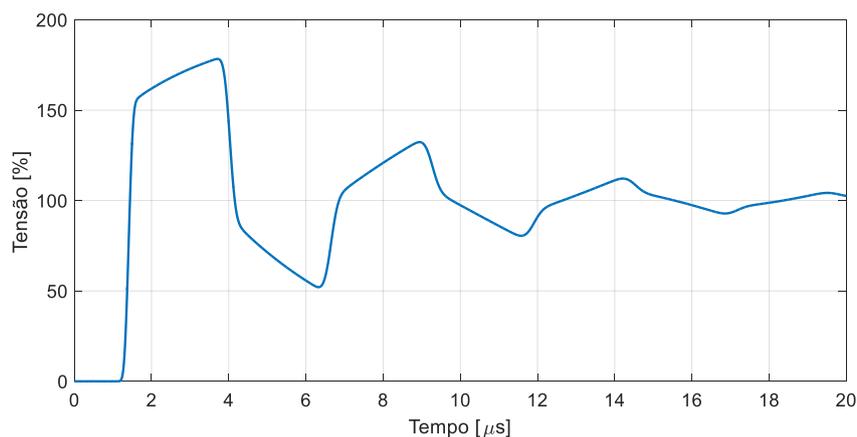


Figura 4.90. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 200 m).

Conforme pode ser visto as tensões para todos os casos são próximas de 200%, em função da reflexão plena, devido ao fato de o cabo estar a vazio. Além disso, é possível notar que para menores comprimentos de cabo são observadas maiores frequências de oscilação, uma vez que a frequência de oscilação é inversamente proporcional ao tempo de propagação do surto pelo cabo. Conforme visto anteriormente, outro parâmetro importante que afeta as sobretensões transitórias internamente ao motor é o tempo de subida das formas de onda das tensões terminais, os quais são apresentados juntamente com o valor de pico das sobretensões para cada comprimento de cabo na Tabela 4.12.

Tabela 4.12: Valor de pico e tempo de subida com o cabo a vazio.

Comprimento do cabo [m]	Valor de pico [%]	Tempo de subida [μs]
20	192,8	0,16
50	188,9	0,17
100	182,9	0,20
200	178,3	0,59

De acordo com os resultados da Tabela 4.12, nota-se que com o aumento do comprimento do cabo há uma redução dos picos das sobretensões e um aumento do tempo de subida, ou seja, para os comprimentos simulados, quanto menor o comprimento do cabo pior a condição para as sobretensões internas à máquina. O aumento do tempo de subida é explicado pelo amortecimento desigual causado por cada frequência que compõe o surto aplicado. Uma vez que componentes de frequência maior sofrem amortecimento maior, devido à maior resistência, o pulso é suavizado (tempo de subida aumenta) após a propagação por cada circuito “ π ” do cabo devido à consideração de um modelo dependente com a frequência. Assim, até chegar ao terminal do motor o pulso tem o tempo de subida maior para cabos mais longos. Do mesmo modo, a redução da amplitude pode ser explicada pelo amortecimento causado após a propagação por cada por cada circuito “ π ” de cabo modelado.

Os resultados obtidos considerando a conexão do modelo do motor na extremidade do cabo são apresentadas em sequência. As simulações são feitas considerando o surto em rampa com 100 V de amplitude e 0,2 μ s de tempo de subida, tal como no caso base, para os diferentes comprimentos de cabo, 20 m, 50 m, 100 m e 200 m. O esquema usado nas simulações pode ser visto na Figura 4.91. O surto é aplicado na fase “a” do cabo, enquanto as fases “b” e “c” do motor são consideradas aterradas. Para o cabo, apenas uma fase foi considerada, uma vez que a influência das demais fases pode ser desprezada, pois o surto deve primeiro propagar pela fase “a” do cabo e pelas três fases da máquina até chegar às fases “b” e “c” do cabo. Portanto, um tempo considerável de simulação é economizado sem perder a precisão dos resultados.

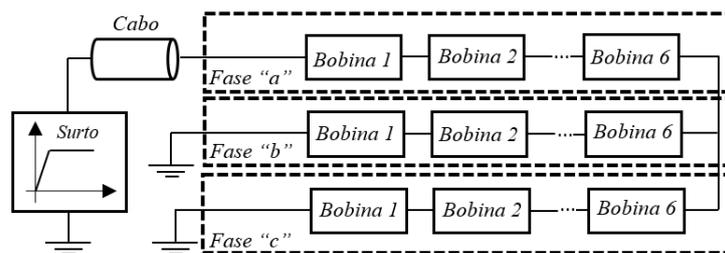


Figura 4.91. Caso 5 – esquema usado nas simulações.

As primeiras análises mostram a influência do motor nas tensões terminais. Assim, os resultados com o cabo a vazio, mostrados anteriormente, são comparados com aqueles obtidos com o modelo do motor considerado, conforme pode ser visto da Figura 4.92 à Figura 4.95 e na Tabela 4.13.

Conforme pode ser visto, a principal alteração é relativa à frequência das oscilações (especialmente para os menores comprimentos de cabo), bem como, o aumento do tempo de subida. Com relação aos picos de tensão, em geral espera-se uma redução nos valores observados, uma vez que o fator de reflexão com o motor é menor que com o cabo sem carga. No entanto, verifica-se que existem reflexões causadas internamente na junção núcleo-cabeças de bobina nas primeiras espiras do motor, especialmente para o cabo de 200 m.

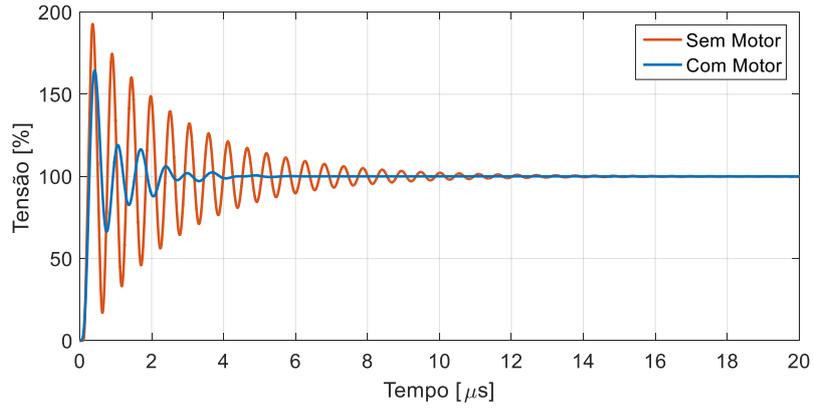


Figura 4.92. Tensões nos terminais do motor (cabo de 20 m).

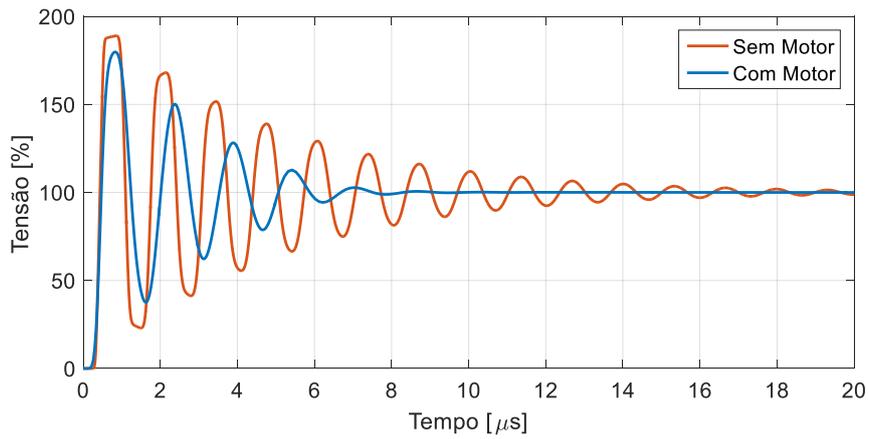


Figura 4.93. Tensões na extremidade do cabo sem motor (cabo de 50 m).

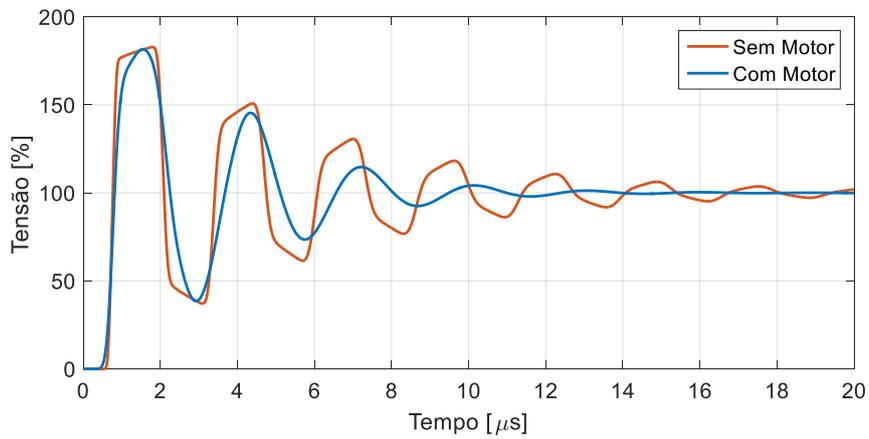


Figura 4.94. Tensões nos terminais do motor (cabo 100 m).

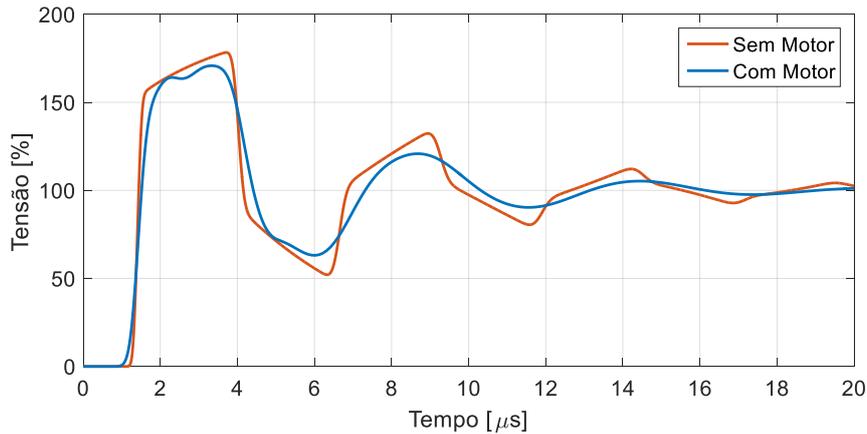


Figura 4.95. Tensões nos terminais do motor (cabo de 200 m).

Tabela 4.13: Valor de pico e tempo de subida considerando o motor.

Comprimento do cabo [m]	Valor de pico [%]	Tempo de subida [μs]
20	164,4	0,20
50	179,8	0,28
100	181,6	0,42
200	170,8	0,64

Nas próximas figuras são apresentadas as formas de onda das tensões entre as bobinas da fase “a” obtidas considerando o efeito do cabo alimentador. Assim, os resultados obtidos para o caso base são comparados com aqueles obtidos para o menor e maior comprimento de cabo simulados, ou seja, para 20 m e 200 m. Na Figura 4.96 e na Figura 4.97 são apresentadas as comparações para os dois comprimentos considerados, enquanto que na Figura 4.98 os valores de pico entre bobinas são apresentados para todos os comprimentos estudados.

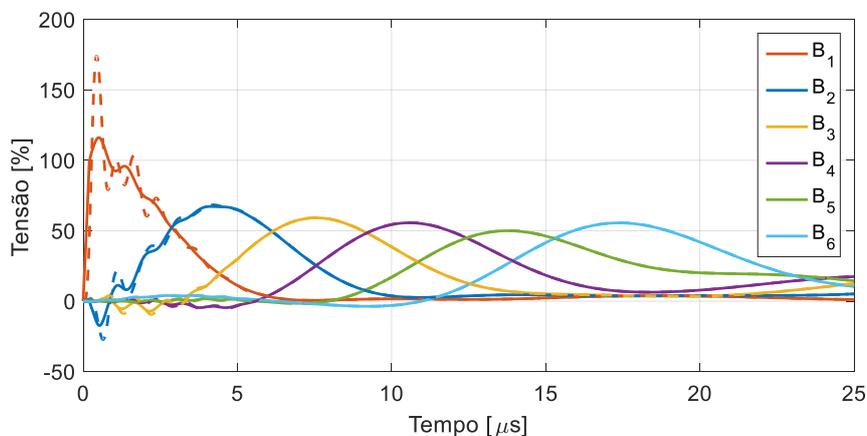


Figura 4.96. Caso 5 - tensão entre bobinas da fase “a” (cabo de 20 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

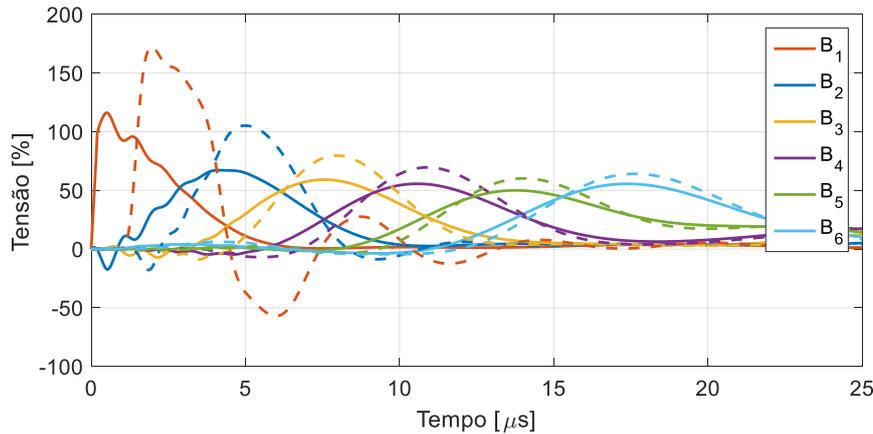


Figura 4.97. Caso 5 - tensão entre bobinas da fase “a” (cabo de 200 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

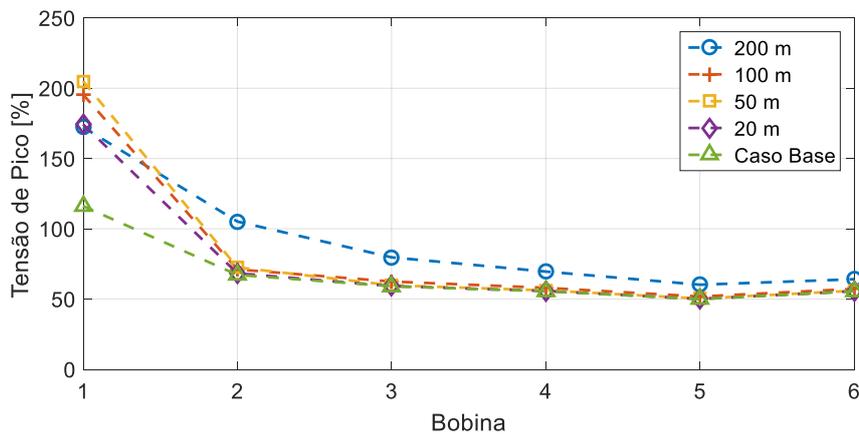


Figura 4.98. Caso 5- tensão de pico entre bobinas da fase “a”.

De acordo com as formas de onda é possível notar que para o menor comprimento de cabo a tensão é mais alta apenas na primeira bobina, devido à reflexão de ondas causada pela diferença de impedâncias entre cabo e motor, enquanto nas demais bobinas as formas de onda são basicamente as mesmas. Para um comprimento de cabo maior, a tensão em todas as bobinas é mais alta. Com relação aos valores de pico, com exceção da primeira bobina, as tensões em todas as bobinas são similares para todos os comprimentos de cabo, sendo que valores superiores são observados para o cabo de 200 m. Em relação à primeira bobina observa-se que o maior valor foi obtido para o cabo de 50 m, enquanto o menor valor foi observado para o maior comprimento de cabo (200 m).

Com relação aos resultados obtidos para as tensões nas espiras da fase “a”, na Figura 4.99 e na Figura 4.100 são apresentados os resultados para as tensões entre espiras, enquanto na Figura 4.101 e na Figura 4.102 as tensões entres espiras e terra são evidenciadas. As formas de onda para as demais fases são apresentadas no Apêndice A.4 - Caso 5 – efeito do cabo alimentador.

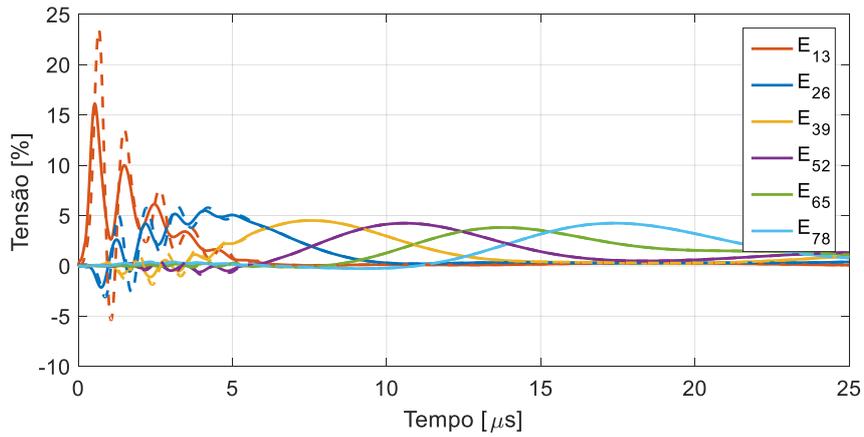


Figura 4.99. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “a” (cabo de 20 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

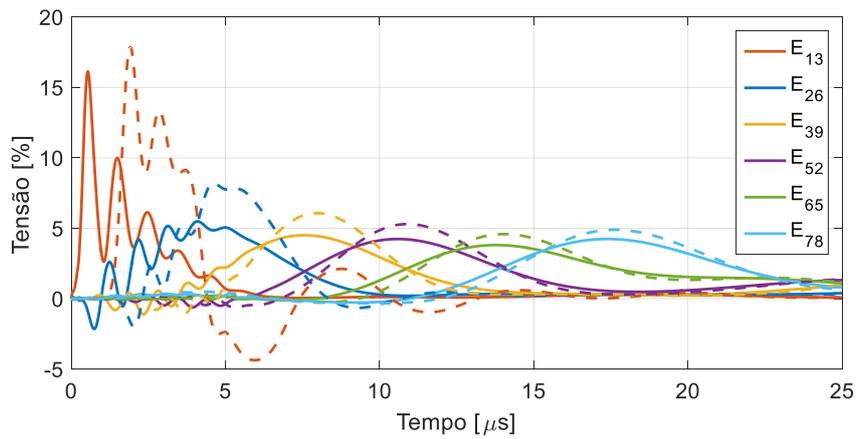


Figura 4.100. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “a” (cabo de 200 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

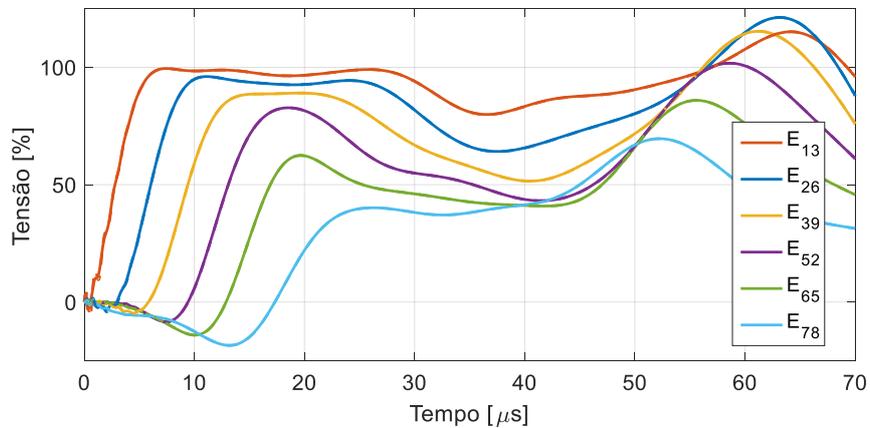


Figura 4.101. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (cabo de 20 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

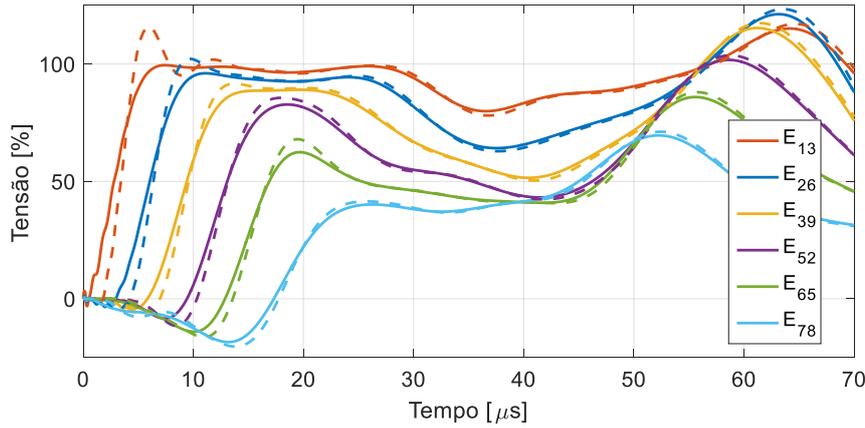


Figura 4.102. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (cabo de 200 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

Analisando as figuras, conclusões similares às formas de onda das bobinas são obtidas para as tensões entre espiras, ou seja, para o menor comprimento de cabo simulado, as formas de onda diferem do caso base apenas nas espiras das duas primeiras bobinas. No entanto, para o cabo de 200 m, a diferença é observada em todas as espiras. Para as tensões entre espiras e terra não são encontradas diferenças para o menor comprimento de cabo simulado enquanto pequenas alterações são observadas para o cabo de 200 m.

Com relação aos valores de pico, da Figura 4.103 à Figura 4.105 é mostrada a comparação para todos os comprimentos de cabo simulados para a tensão entre espiras das três fases. Nota-se que as maiores tensões entre espiras, as quais pertencem à primeira bobina, são observadas para os menores comprimentos de cabo, o que é explicado devido ao menor tempo de subida, conforme mostrado na Tabela 4.13. Para as espiras pertencentes às bobinas posteriores à segunda bobina da fase “a” e para todas as espiras das fases “b” e “c”, nota-se que quanto maior o comprimento do cabo, maior o valor das sobretensões.

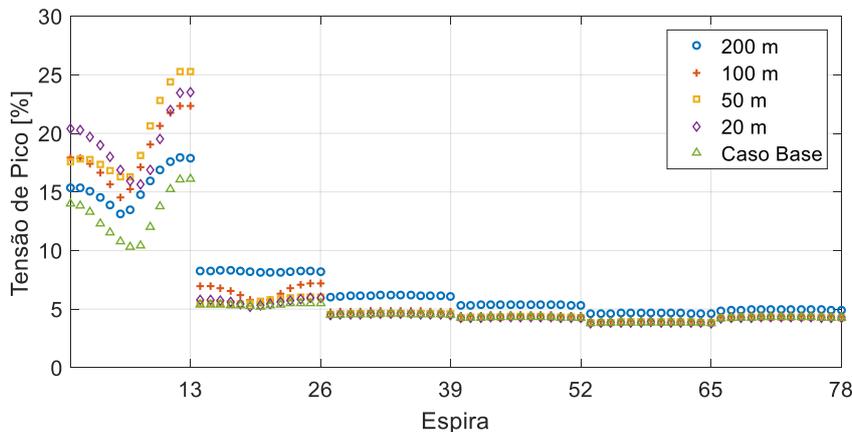


Figura 4.103. Caso 5- tensão de pico entre espiras da fase “a”.

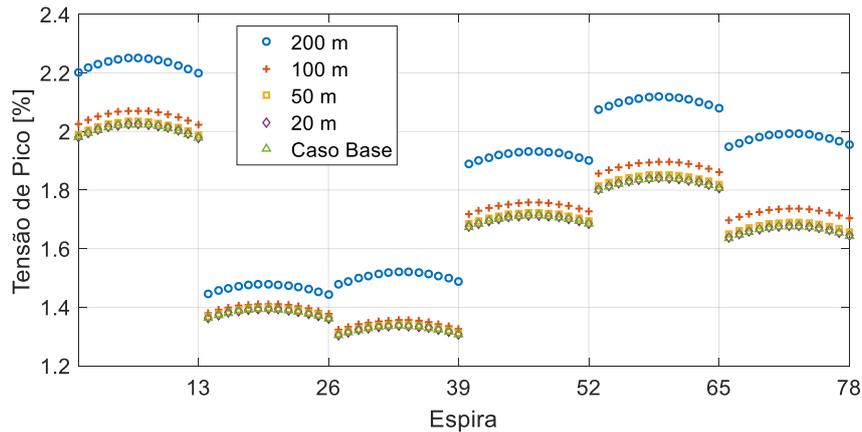


Figura 4.104. Caso 5- tensão de pico entre espiras da fase "b".

Adicionalmente, da Figura 4.106 à Figura 4.108 são mostrados os valores de pico das tensões entre espiras e terra para todas as espiras das três fases. De acordo com os resultados, para as primeiras espiras da fase "a", os maiores valores são observados para o cabo de 50 m, enquanto para as demais espiras da fase "a" e todas as espiras das fases "b" e "c", as maiores tensões são observadas para os maiores comprimentos de cabo, tal como para as tensões entre espiras, no entanto, menores variações são observadas.

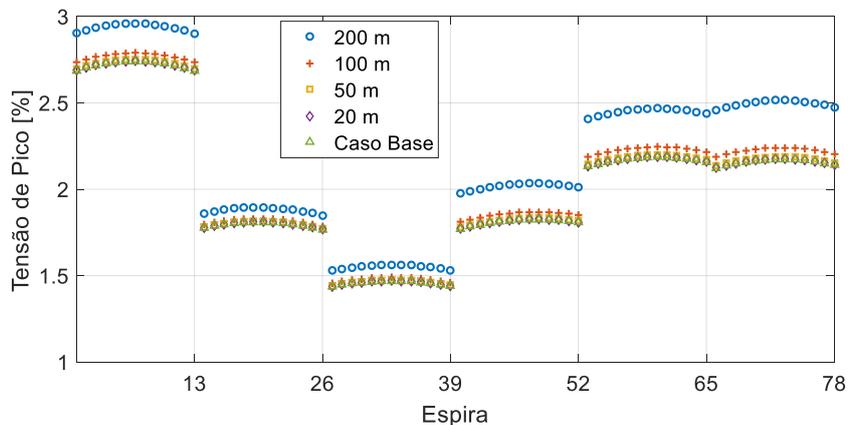


Figura 4.105. Caso 5- tensão de pico entre espiras da fase "c".

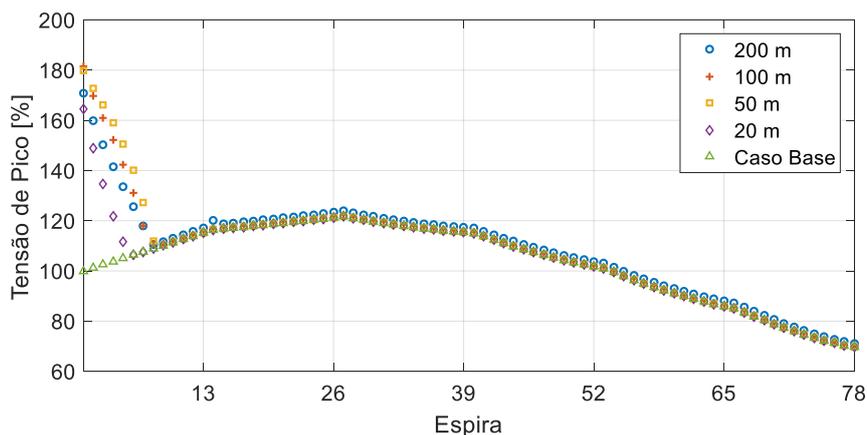


Figura 4.106. Caso 5 – tensão de pico entre espiras e terra da fase "a".

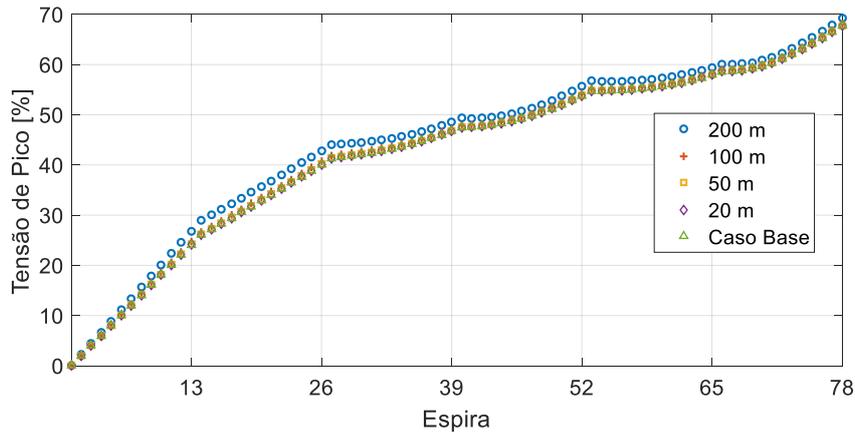


Figura 4.107. Caso 5 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “b”.

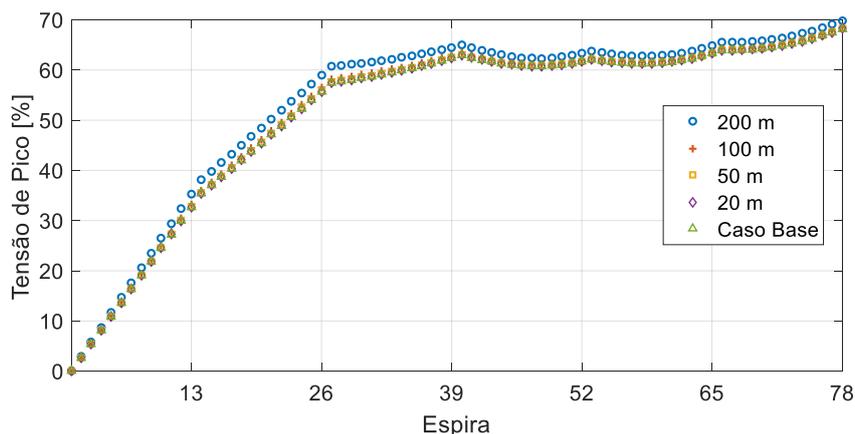


Figura 4.108. Caso 5 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “c”.

Por fim, na Tabela 4.14 e na Tabela 4.15, são apresentados os valores máximos observados, os quais são comparados com os do caso base. Para a tensão entre espiras da fase “a”, os maiores valores são observados para os menores comprimentos de cabo, sendo a maior variação obtida para o cabo de 50 m com cerca de 1,6 vezes a tensão máxima do caso base. Para as demais fases, os maiores valores são observados para o cabo mais longo (200 m).

Para a tensão entre espira e terra as variações nos valores máximos para a fase “a” são similares às das tensões entre espiras, sendo que a variação em relação à máxima tensão obtida no caso base é aproximadamente constante para todos os comprimentos de cabo para cada fase.

Tabela 4.14: Caso 5 – tensões máximas entre espiras.

Comprimento do cabo [m]	Valor Máximo					Variação [% de caso base]			
	Caso Base	200	100	50	20	200	100	50	20
Fase “a”	16,1	17,9	22,4	25,3	23,5	11,0	38,6	1,6	1,5
Fase “b”	2,0	2,3	2,1	2,0	2,0	11,2	2,3	0,5	0,1
Fase “c”	2,7	3,0	2,8	2,7	2,7	8,0	1,8	0,4	0,1

Tabela 4.15: Caso 5 – tensões máximas entre espiras e terra.

Comprimento do cabo [m]	Valor Máximo					Variação [% de caso base]			
	Caso Base	200	100	50	20	200	100	50	20
Fase “a”	121,7	170,8	181,6	179,8	164,4	40,4	49,2	47,8	35,1
Fase “b”	67,7	69,2	68,1	67,8	67,7	2,2	0,5	0,1	0,01
Fase “c”	68,2	69,8	68,6	68,3	68,2	2,3	0,5	0,1	0,01

4.8 Caso 6 - efeito do tipo de surto

Na grande maioria dos trabalhos encontrados na literatura é usado um surto do tipo rampa com determinado tempo de subida, tal como apresentado nas seções anteriores deste capítulo. Além disso, a norma IEEE Std 522 [82] utiliza este mesmo tipo de surto para testes de aceitação em bobinas isoladas e enrolamentos completos, com o intuito de verificar a integridade da isolação entre espiras.

Assim, a fim de verificar a influência da forma de onda do surto aplicado, nesta seção é considerado um tipo de surto diferente das simulações anteriores, o impulso atmosférico. Como referência, em [81] são apresentados resultados de medição de sobretensões devido a um impulso. Além disso, de maneira similar à IEEE Std 522 a norma IEC 60034-15 [93] utiliza uma forma de onda do tipo impulso atmosférico para testes de aceitação em bobinas isoladas a fim de verificar o projeto das isolações principal e entre espiras.

Neste sentido, nesta seção são apresentados os resultados de simulação para os surtos previstos por ambas as normas. Além de verificar a influência do formato do surto, objetiva-se também analisar qual seria a norma mais rigorosa para o teste da isolação entre espiras de uma bobina isolada inserida no núcleo do estator. Portanto, nesta seção ao invés de aplicar um surto de 100 V, os valores previstos nas normas para um motor de 13,2 kV são utilizados, os quais estão apresentados na Tabela 4.16.

Tabela 4.16: Dados dos surtos utilizados nas simulações.

Norma	Tipo do Surto	Amplitude da Tensão [kV]	Tempo de Subida [μ s]
IEEE 522	Rampa	37,7	0,1
IEC 60034-15	Impulso	34,3	0,2

De acordo com os dados apresentados na Tabela 4.16, de antemão espera-se que os resultados a serem obtidos pelo surto preconizado pela IEEE tendem a ser piores, uma vez que os valores da IEEE representam um valor de pico maior e tempo de subida menor que o impulso da IEC. A Figura 4.109 apresenta a forma de onda dos surtos aplicados.

Os resultados obtidos para as simulações estão apresentados em sequência. Na Figura 4.110 e Figura 4.111 as tensões entre espiras para cada surto são apresentadas,

enquanto na Figura 4.112 e na Figura 4.113 as formas de onda entre espiras e terra são mostradas. Com relação aos valores de pico, eles são comparados na Figura 4.114 e na Figura 4.115 e os valores máximos obtido são evidenciados na Tabela 4.17 e na Tabela 4.18.

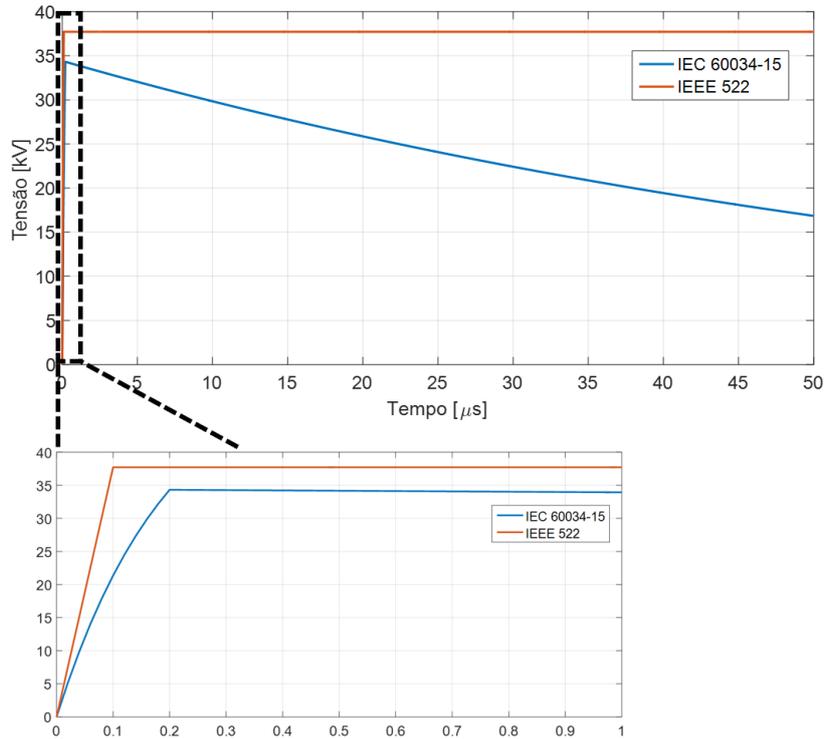


Figura 4.109. Caso 6 – surtos aplicados em cada caso.

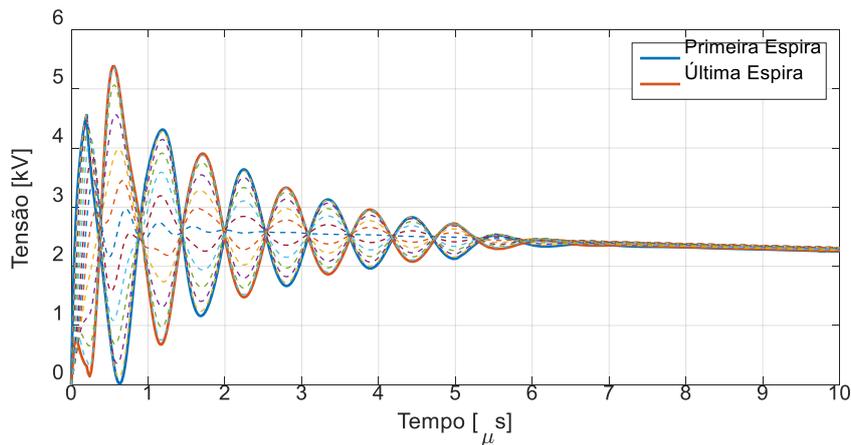


Figura 4.110. Caso 6 – tensão entre espiras (surto IEC).

De acordo com as formas de onda, nota-se que as frequências de oscilação são aproximadamente as mesmas, tendo em vista que a bobina é a mesma para ambos os casos, o que implica em um tempo de propagação similar. Além disso, conforme esperado, devido à maior amplitude e ao menor tempo de subida, os resultados para o surto preconizado pela IEEE Std 522 são piores. Analisando os valores de pico, é possível perceber que as amplitudes obtidas com o surto da IEEE são maiores que aquelas obtidas

para o surto da IEC para todas as espiras, sendo que para o surto IEEE a tensão entre espiras e terra é maior que amplitude aplicada em 4 das espiras.

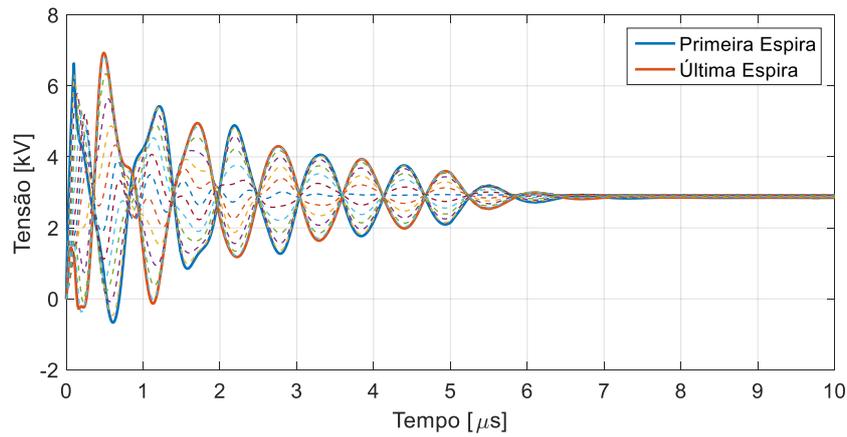


Figura 4.111. Caso 6 – tensão entre espiras (surto IEEE).

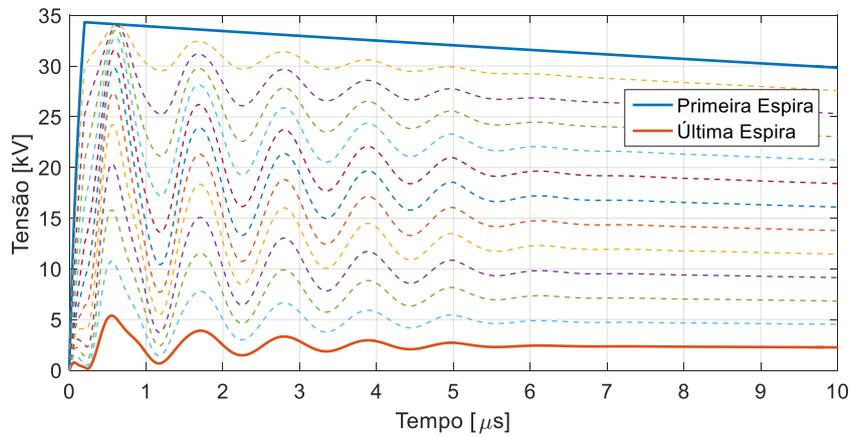


Figura 4.112. Caso 6 – tensão entre espiras e terra (surto IEC).

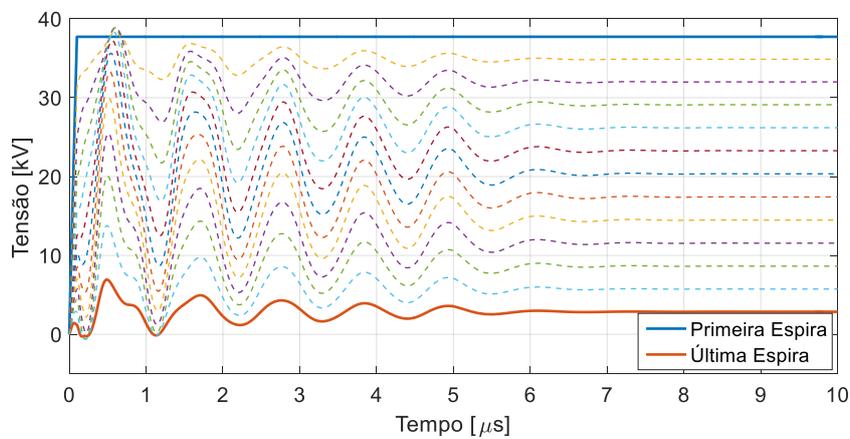


Figura 4.113. Caso 6 – tensão entre espiras e terra (surto IEEE).

Comparando-se os valores máximos obtidos, conforme Tabela 4.17 e Tabela 4.18, aqueles obtidos para o surto IEEE são 28,7% maiores para a tensão entre espiras e 13,2% maiores para a tensão entre espira e terra, quando comparados com os valores máximos

obtidos para o surto IEC. Portanto, conclui-se que, para as bobinas do motor em análise, o teste preconizado pela IEEE Std 522 é mais severo que o da IEC 60034-15 para teste de aceitação da isolação entre espiras em uma bobina isolada.

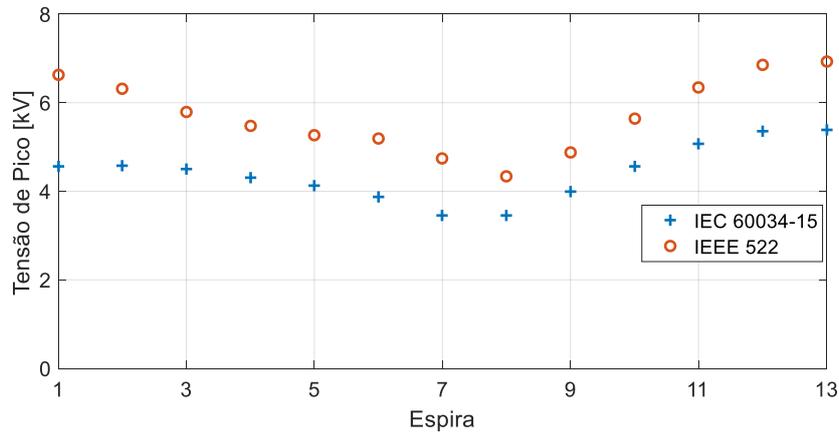


Figura 4.114. Caso 6 – comparação das tensões de pico entre espiras.

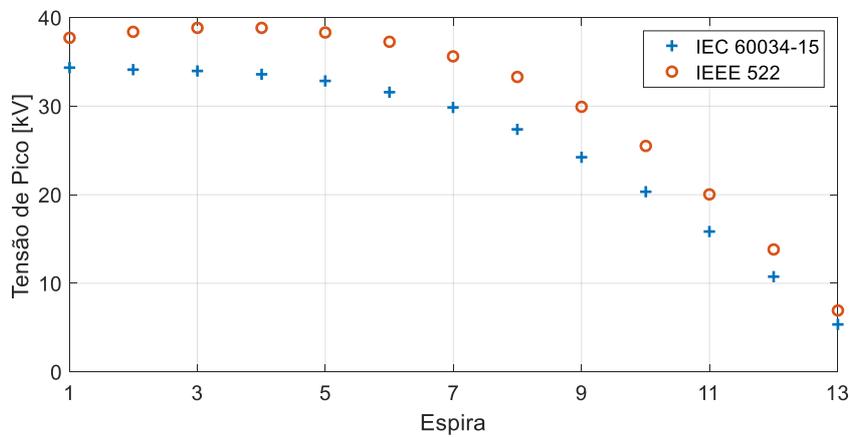


Figura 4.115. Caso 6 – comparação das tensões de pico entre espiras e terra.

Tabela 4.17: Caso 6 – tensões de pico entre espiras.

IEC 60034-15 [kV]	IEEE 522 [kV]	Variação [% de IEC]
5,4	6,9	28,7

Tabela 4.18: Caso 6 – tensões de pico entre espiras e terra.

IEC 60034-15 [kV]	IEEE 522 [kV]	Variação [% de IEC]
34,3	38,9	13,2

4.9 Caso 7 - efeito do capacitor de surto

Para proteger o isolamento elétrico, as máquinas rotativas são fornecidas com capacitores de surto, que têm a função de reduzir a taxa variação (tempo de subida) da tensão transitória que incide nos enrolamentos do estator. Normalmente esses capacitores são escolhidos apenas de acordo com o nível de tensão do sistema no qual a máquina está instalada, ou seja, os demais parâmetros, como potência nominal, tipo da máquina (motor ou gerador) e comprimento do cabo alimentador não são considerados para a definição dos capacitores de surto. Isso significa que máquinas com tamanhos diferentes, mas com o mesmo nível de tensão, são protegidas pelo mesmo capacitor de surto. Os valores de capacitância por fase, comumente usados para os capacitores de surto, em função da tensão nominal do motor, podem ser vistos na Tabela 4.19 [94][95].

Tabela 4.19: Valores típicos de capacitores de surto.

Tensão Nominal	Capacitor de surto [μF]
2,3 – 6,9	0,5
10 – 15	0,25
> 24	0,125

Como desvantagem, os capacitores de surto aumentam a corrente capacitiva de falta à terra, fazendo com que a corrente de curto-circuito total em sistema aterrado por alta resistência seja elevada [96]. No entanto, conforme mostrado em [97]-[100] não é possível garantir que as capacitâncias de surto não sejam necessárias, pois as sobretensões causadas por surtos transitórios podem ultrapassar os limites testados para o isolamento.

Vale ressaltar que em [101] o efeito dos capacitores de surto e do cabo de conexão do capacitor ao motor foi estudado. Foi mostrado que este cabo deve ter seu comprimento tão menor quanto possível para garantir o efeito do capacitor.

Assim, neste trabalho é verificada a influência dos capacitores de surto nas tensões transitórias. As simulações são feitas para todos os comprimentos de cabo estudados no Caso 5, ou seja, 20 m, 50 m, 100 m e 200 m, usando o tempo de subida de $0,2 \mu\text{s}$ e um capacitor de surto de $0,25 \mu\text{F}$, tal como indicado pela Tabela 4.19 para o motor de 13,2 kV. Os capacitores são conectados entre o início do enrolamento de cada fase (primeira bobina) e o terra. Inicialmente, são apresentadas as formas de onda para o menor e maior comprimento de cabo simulado (20 m e 200 m), as quais são comparadas com aquelas obtidos no Caso 5, ou seja, sem a consideração do capacitor de surto. Com relação aos valores de pico, os resultados obtidos para todos os comprimentos de cabo considerando o capacitor de surto são comparados com aqueles obtidos para o cabo de 20 m sem considerar o capacitor, visto que este comprimento apresentou o menor tempo de subida na tensão terminal estudada no Caso 5.

Inicialmente, na Tabela 4.20, são apresentados os valores de pico e os tempos de subidas da tensão nos terminais do motor considerando o capacitor de surto, os quais são comparados com os resultados obtidos sem o capacitor de surto. De acordo, com os resultados nota-se que há um aumento considerável do tempo de subida, para todos os comprimentos de cabo. Além disso, percebe-se que ocorre pequenas variações no valor de pico da tensão para todos os comprimentos de cabo.

Tabela 4.20: Caso 7 - Valor de pico e tempo de subida.

Comprimento do cabo [m]	Valor de Pico sem capacitor [%]	Valor de Pico com capacitor [%]	Tempo de subida sem capacitor [μ s]	Tempo de subida com capacitor [μ s]
20	164,4	165,6	0,2	1,68
50	179,8	160,8	0,28	2,82
100	181,6	159,3	0,42	4,30
200	170,8	162,6	0,64	6,66

Os resultados das tensões entre bobinas são apresentados na Figura 4.116 e na Figura 4.117 para as formas de onda, e na Figura 4.118 para comparação dos valores de pico. Conforme pode-se observar, a amplitude da tensão máxima (primeira bobina) é reduzida com o acréscimo do capacitor de surto, o que é explicado pela redução do tempo de subida da tensão terminal. Além disso, o tempo de subida das tensões, especialmente para a primeira bobina, são consideravelmente maiores. Analisando a comparação da amplitude das tensões, conforme mostrado na Figura 4.118, percebe-se uma maior uniformidade, mesmo para o caso do menor comprimento de cabo (20 m), no qual observa-se um aumento das amplitudes nas bobinas posteriores à primeira, com o acréscimo do capacitor de surto, em relação às amplitudes do Caso 5.

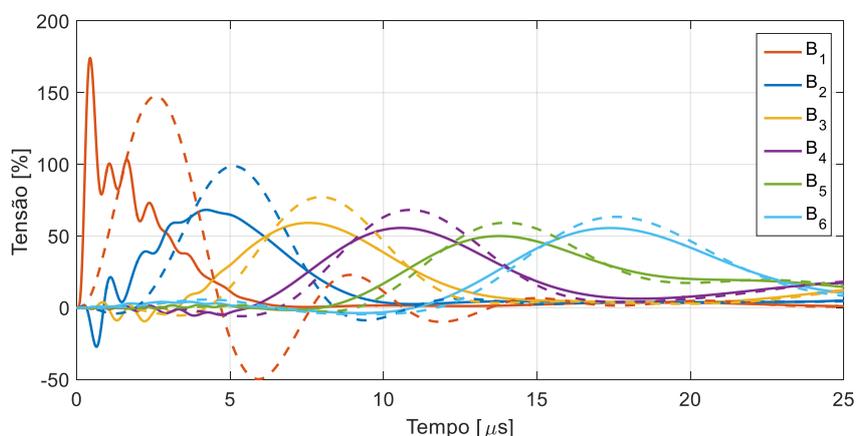


Figura 4.116. Caso 7 - tensão entre bobinas da fase “a” (cabo de 20 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

O principal objetivo do capacitor de surto é reduzir as tensões entre espiras. Assim, na Figura 4.119 e na Figura 4.120 são apresentados os resultados para as tensões entre espiras da fase “a”, enquanto que da Figura 4.121 à Figura 4.122 as tensões entres espiras

e terra são evidenciadas. Analisando as figuras, para as tensões entre espiras, conclusões similares àquelas para as tensões entre bobinas são obtidas, ou seja, a amplitude da tensão máxima é consideravelmente reduzida (13ª espira), devido ao aumento do tempo de subida da tensão terminal com a inclusão do capacitor de surto. Para a tensão entre espiras e terra, percebe-se alterações nas formas de onda, no entanto, as amplitudes são pouco afetadas.

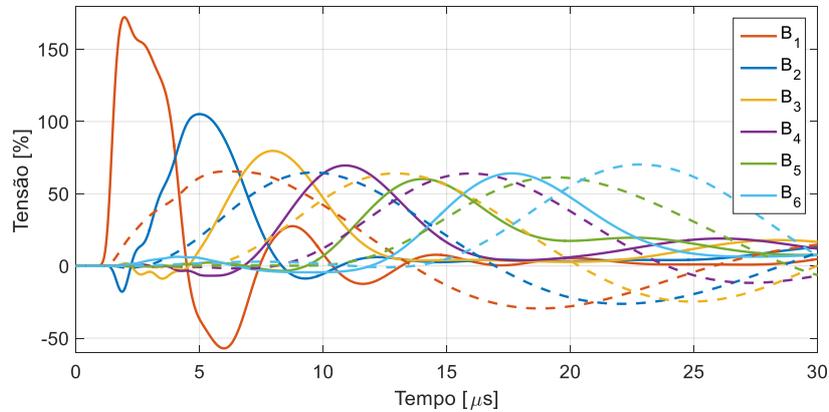


Figura 4.117. Caso 7 - tensão entre bobinas da fase “a” (cabo de 200 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

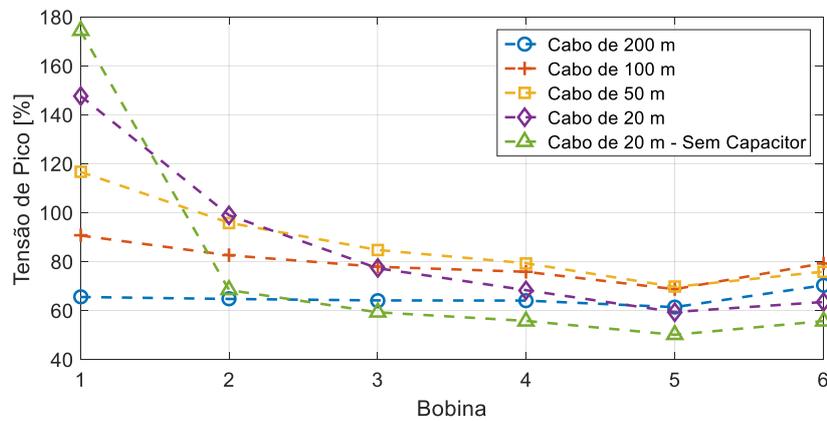


Figura 4.118. Caso 7- tensão de pico entre bobinas da fase “a”.

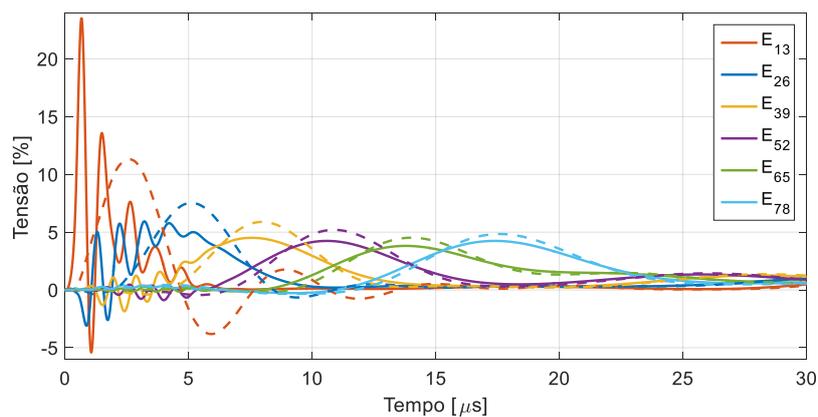


Figura 4.119. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “a” (cabo de 20 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

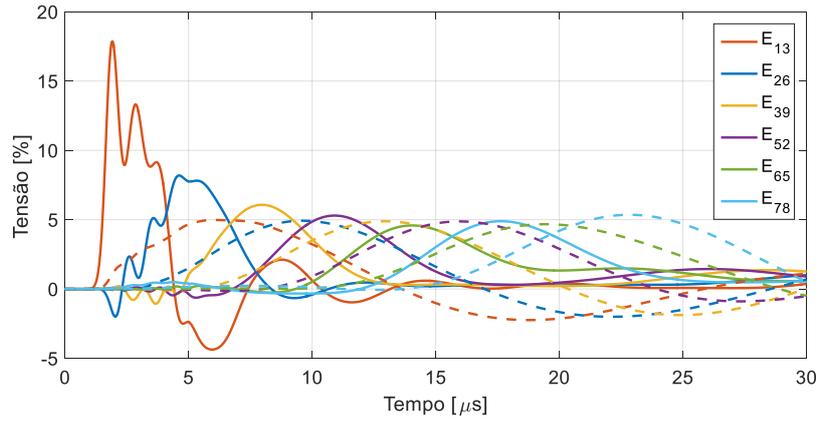


Figura 4.120. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “a” (cabo de 200 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

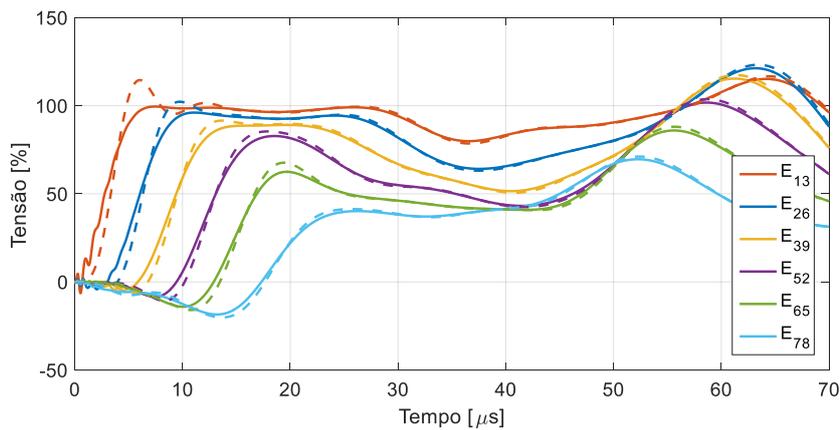


Figura 4.121. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (cabo de 20 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

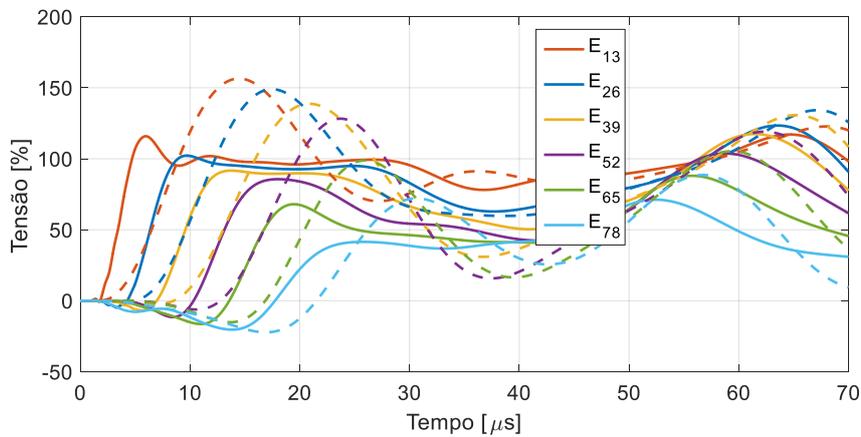


Figura 4.122. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “a” (cabo de 200 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

Analisando a comparação da amplitude das tensões na fase “a”, conforme mostrado na Figura 4.123, as tensões nas espiras da primeira bobina, as quais apresentam os maiores valores, são substancialmente reduzidas para todos os comprimentos de cabo analisados.

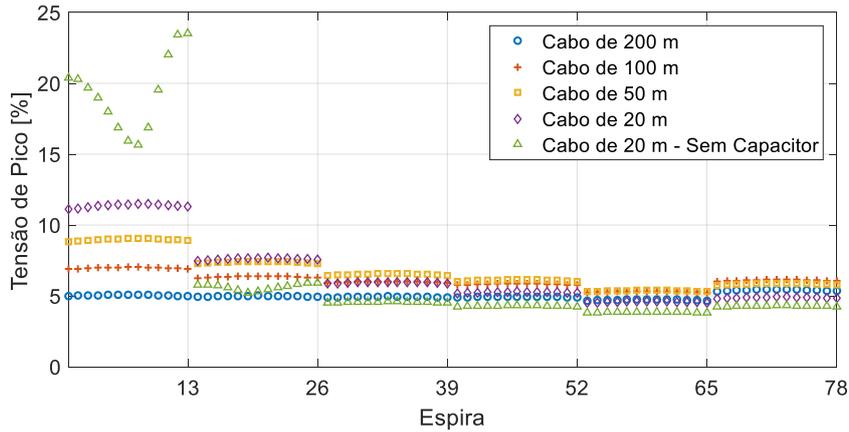


Figura 4.123. Caso 7- tensão de pico entre espiras da fase “a”.

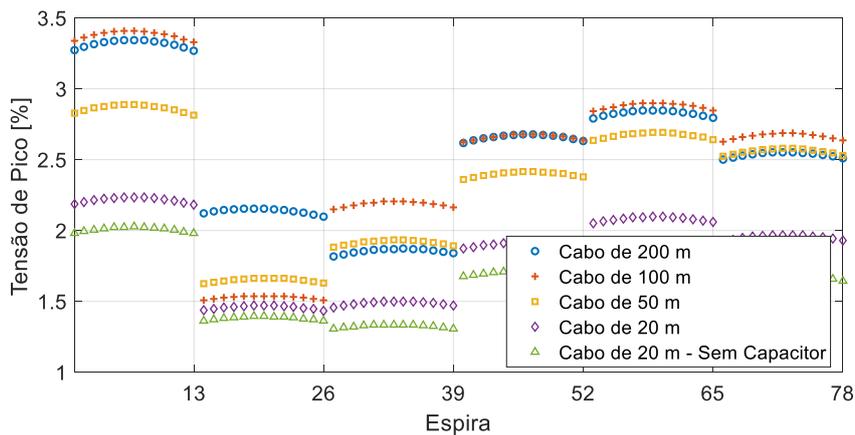


Figura 4.124. Caso 7- tensão de pico entre espiras da fase “b”.

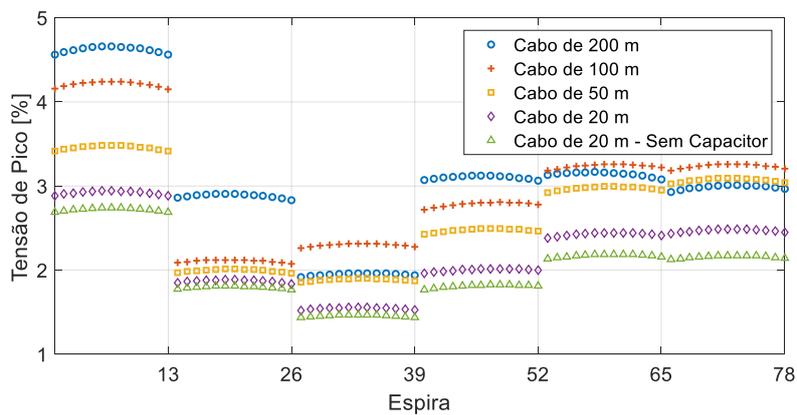


Figura 4.125. Caso 7- tensão de pico entre espiras da fase “c”.

Além disso, percebe-se uma maior uniformidade nas amplitudes, mesmo para o caso do menor comprimento de cabo (20 m). Para as fases “b” e “c”, conforme mostrado na Figura 4.124 e na Figura 4.125, as amplitudes com o capacitor de surto inserido, são superiores, no entanto, os valores de pico são menores que observados para a fase “a” e, portanto, não são decisivos para o projeto da isolação entre espiras. Com relação aos valores de pico observados para as tensões entre as espiras e terra, conforme pode ser

verificado da Figura 4.126 à Figura 4.128, as amplitudes são alteradas, no entanto, valores similares de tensão são observados àqueles sem o capacitor de surto.

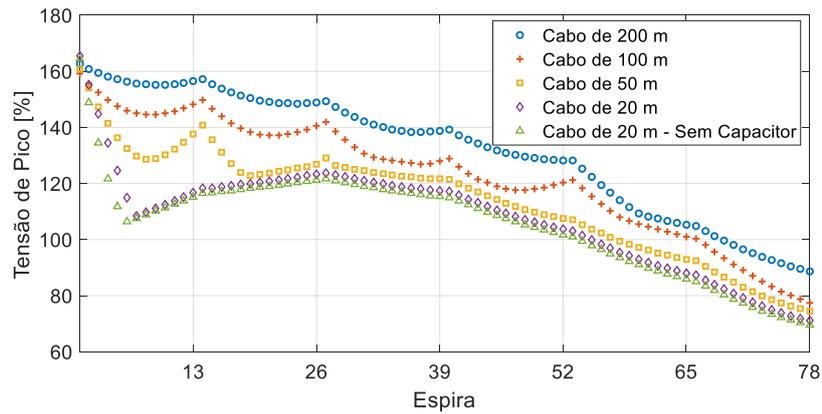


Figura 4.126. Caso 7 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “a”.

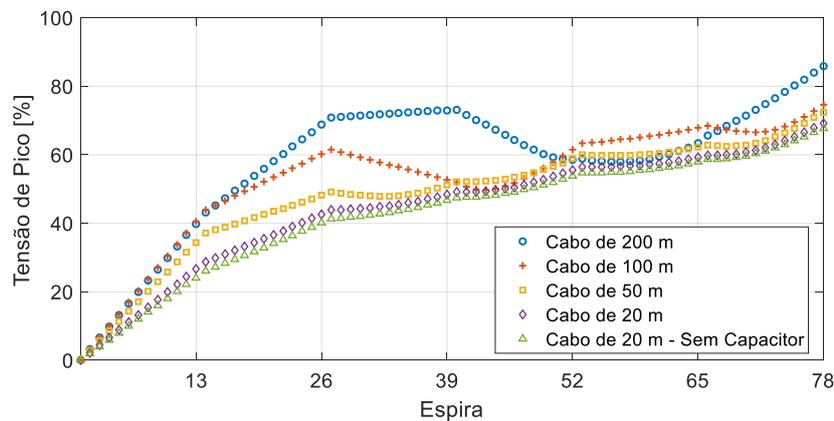


Figura 4.127. Caso 7 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “b”.

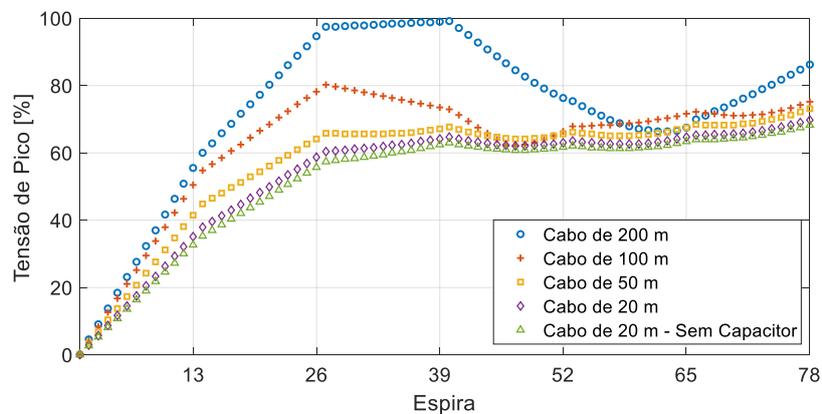


Figura 4.128. Caso 7 – tensão de pico entre espiras e terra da fase “c”.

Finalmente, na Tabela 4.21 e na Tabela 4.22, são apresentados os valores máximos observados, os quais são comparados com os do Caso 5, ou seja, os resultados para o mesmo comprimento de cabo são analisados considerando a existência ou não do capacitor de surto.

Conforme pode ser observado, para a tensão entre espiras, os valores máximos da fase “a”, os quais representam os máximos gerais, são significativamente alterados para todos os comprimentos de cabo, sendo que a redução das sobretensões devido à inserção do capacitor de surto é tão maior quanto mais longo é o cabo. Para as demais fases, as tensões máximas aumentam em todos os comprimentos de cabo, no entanto, os valores ainda são inferiores aos observados para a fase “a”. Para as tensões entre espiras e terra, conforme Tabela 4.22, na fase “a” as variações são menores que aquelas observadas para as tensões entre espiras, no entanto, o mesmo comportamento é observado, ou seja, redução das tensões da fase “a” para todos os comprimentos de cabo quando o capacitor de surto é considerado (exceto para o cabo de 20 m que apresentou resultados similares com e sem o capacitor), e para as fases “b” e “c” ocorre aumento, no entanto, mais uma vez, os maiores valores ainda são os da fase “a”.

Tabela 4.21: Caso 7 – tensões máximas entre espiras.

Comprimento do cabo [m]	Valor Máximo				Variação [% do Caso 5]			
	200	100	50	20	200	100	50	20
Fase “a”	5,4	7,0	9,0	11,5	-69,6	-68,6	-64,2	-51,2
Fase “b”	3,3	3,4	2,9	2,2	48,6	64,6	41,9	10,4
Fase “c”	4,7	4,2	3,5	2,9	57,4	52,1	26,6	7,3

Tabela 4.22: Caso 7 – tensões máximas entre espiras e terra.

Comprimento do cabo [m]	Valor Máximo				Variação [% do Caso 5]			
	200	100	50	20	200	100	50	20
Fase “a”	162,6	159,3	160,8	165,6	-4,8	-12,3	-10,6	0,7
Fase “b”	85,8	74,6	72,4	69,1	23,9	9,6	6,8	2,1
Fase “c”	99,1	80,2	73,1	69,7	42,0	17,0	7,0	2,2

Capítulo 5

5 CONCLUSÕES

Neste capítulo são apresentadas as conclusões deste trabalho, evidenciando as principais contribuições. Além disso, as sugestões de trabalhos futuros são listadas e discutidas.

5.1 Principais Conclusões

Este trabalho apresenta, por meio de simulações computacionais, o estudo da distribuição de tensão transitória nos enrolamentos do estator de uma máquina elétrica, quando em seus terminais é aplicado um surto de tensão. O modelo usado acopla as equações de campo magnético transitório com elementos de circuito elétrico, sendo que as simulações transitórias e a obtenção dos parâmetros de circuito são feitas pelo uso do método dos elementos finitos, o que permite que o estudo seja feito ainda durante as fases de projeto da máquina. O modelo considera um grupo de enrolamentos das três fases e apresenta detalhamento ao nível das espiras e, além disso, os efeitos dependentes da frequência, pelicular e de proximidade, são considerados para as regiões do núcleo do estator e cabeças de bobina. O modelo é aplicado a um motor de indução de grande porte construído por bobinas pré-formadas e as simulações apresentam os resultados para tensões nas bobinas (entre bobinas e entre bobinas e terra) e nas espiras (entre espiras e entre espiras e terra). O modelo utilizado é validado comparando-se as capacitâncias e a resposta transitória de uma bobina com resultados de medição.

Inicialmente a distribuição de tensão para uma alimentação senoidal foi estudada, e as tensões foram obtidas conforme esperado em condição normal de operação, mostrando uniformidade na tensão entre espiras e entre bobinas, ou seja, todas as bobinas e todas as espiras ficam submetidas a formas de onda de tensão com frequência e amplitude similares. Posteriormente, foram apresentados os primeiros resultados de simulação das sobretensões transitórias, para um cenário denominado caso base. No caso base foi aplicado um surto com 100 V de amplitude e tempo de subida de 0,2 μ s. Foi observado que para o surto aplicado a distribuição de tensão entre as bobinas não é uniforme, sendo o maior valor percebido para a primeira bobina da fase cujo surto foi aplicado, tal como indicado pela literatura. Com relação às espiras, a tensão mais alta foi encontrada na última espira da primeira bobina. Além disso, para a taxa de variação da tensão entre espiras (dV/dt), foi observado o maior valor para a primeira espira da primeira bobina. Os resultados obtidos para o caso base foram comparados com vários outros casos a fim de verificar a influência de determinados parâmetros na distribuição de tensão transitória. A seguir é apresentado, de maneira resumida, a conclusão de cada

um destes casos estudados, sendo que é dado enfoque nas tensões entre espiras e das espiras para terra, uma vez que são estas que determinam o projeto das isolações entre espiras e das espiras para terra, respectivamente:

Caso 1: Efeito do tempo de subida

Para este caso foram realizadas simulações considerando diferentes tempos de subida do surto aplicado (0,05 μ s, 0,1 μ s, 1 μ s e 5 μ s). Para as tensões entre espiras, os maiores valores foram observados na primeira bobina, os quais são muito superiores aos encontrados para todas as demais espiras da fase “a”. Com relação à dependência do tempo de subida, pôde-se notar que para as espiras das três fases as tensões são tão maiores quanto menor é o tempo de subida, sendo que a diferença é mais evidente para as primeiras espiras da fase “a”. Para a tensão entre espiras e terra, na fase “a” elas aumentam da primeira espira da primeira bobina até a primeira espira da terceira bobina. A maior sobretensão é encontrada em uma espira pertencente a uma bobina diferente da primeira, devido à reflexão proveniente das demais fases do enrolamento. Além disso, as tensões entre espiras e terra são maiores que a amplitude do sinal aplicado até o início da quinta bobina para todos os tempos de subida simulados. Em relação ao tempo de subida, observa-se que os maiores valores são encontrados para os menores tempos de subida, tal como observado para as tensões entre espiras, no entanto, variações muito menores são observadas para as tensões entre espiras e terra.

Caso 2: Efeito das cabeças de bobina

Neste caso a influência das cabeças de bobina da máquina foi analisada e notou-se que elas afetam, principalmente, o instante em que os picos são observados, a frequência de oscilação, a taxa de crescimento e o valor de pico das sobretensões. Com relação ao instante em que os picos das sobretensões são observados, a justificativa é que quando as cabeças de bobina são desconsideradas, ocorre redução do comprimento médio da espira, bem como, aumento da velocidade de propagação do surto devido à redução da capacitância e indutância equivalentes da espira e, conseqüentemente, o tempo de viagem do surto pelos enrolamentos é reduzido. Diretamente relacionada ao tempo de propagação, a frequência das oscilações aumenta com a redução da capacitância e da indutância equivalente. No que concerne o aumento taxa de crescimento das tensões quando as cabeças de bobina são desconsideradas, a explicação é o fato da capacitância equivalente de cada espira reduzir. Por fim, com relação aos picos de tensão, observa-se que eles são maiores quando as cabeças de bobinas são consideradas, o que é justificado pelo fato de que quando as cabeças de bobina estão presentes, existem em todas as bobinas, as junções cabeças de bobina - núcleo do estator – cabeças de bobina o que representam descontinuidades para propagação do surto, ou seja, diferenças nas impedâncias que causam reflexões. No entanto, quando as cabeças de bobina são

negligenciadas, as únicas junções que existem, dentro de uma mesma fase, são as entre as regiões do núcleo para diferentes espiras.

Caso 3: Efeito do Número de bobinas considerado

Para este caso foram considerados modelos com uma única bobina e uma fase completa, os quais foram comparados com o modelo trifásico do caso base. Considerando as tensões entre espiras, as oscilações têm uma razoável concordância, principalmente para os modelos monofásico e trifásico. Até mesmo as oscilações dos modelos de uma única bobina são similares. Para os valores de pico, novamente, os modelos de uma e três fases não apresentaram resultados com distorções significativas. No entanto, os modelos de uma bobina apresentaram valores diferentes para muitas espiras, especialmente para aquelas localizadas após o meio da bobina. Para as tensões entre espiras e terra, as formas de onda são mais discrepantes, especialmente para instantes de tempo mais elevados, mesmo para os modelos de uma e três fases. A diferença é explicada pela reflexão no final da última bobina devido ao descasamento de impedâncias, uma vez que a conexão do neutro do enrolamento em estrela apresenta uma condição diferente para a onda refletida no modelo trifásico. Com relação aos valores de pico, eles são diferentes para todas as espiras dos 3 modelos. Mais uma vez, os modelos de uma bobina única apresentaram os piores resultados e, devido à ausência das junções entre as bobinas, não foi encontrada tensão maior que a aplicada em nenhuma das espiras. O modelo de uma fase apresentou resultados inferiores aos do modelo trifásico para as últimas espiras da bobina, no entanto mais próximos que aqueles observados para os modelos de bobina única.

Caso 4: Efeito do Rotor

Os modelos de simulação utilizados e as medições mais recentes apresentadas na literatura não consideram o rotor. Assim, neste trabalho foi proposto um modelo transitório para o rotor que foi obtido e incluído na modelagem via MEF. Com relação à influência do rotor, de uma maneira geral, verificou-se que o instante dos picos das tensões é reduzido quando se considera o rotor. Com relação aos valores de pico, pode-se dizer que para todas as fases, considerando ambas as tensões, entre espiras e das espiras para terra, eles são similares. A exceção é para a tensão entre espiras e terra da fase “a”, as quais são significativamente reduzidas, devido ao amortecimento das reflexões causadas pelas demais fases do enrolamento. Isto é explicado pelo fato de que o rotor insere indutâncias e resistências adicionais no circuito equivalente, alterando a impedância de surto. No entanto, esta diferença só é observada para tempos de simulação mais elevados, pois nos primeiros instantes o fluxo de alta frequência gerado pelas correntes do estator não penetra de forma significativa no rotor, não tendo, portanto, acoplamento relevante.

Caso 5: Efeito do cabo alimentador

No caso 5 estudou-se o efeito do cabo alimentador nas tensões transitórias. Assim, foi implementado um modelo em que o conjunto cabo-motor foi todo modelado via método dos elementos finitos. Foram simulados diferentes comprimentos de cabo (20 m, 50 m, 100 m e 200 m). Foi observado que as tensões internamente à máquina dependem do comprimento do cabo, sendo que para o menor comprimento de cabo a tensão é mais alta apenas nas primeiras espiras, devido à reflexão de ondas causada pela diferença de impedâncias na junção cabo - motor, enquanto nas demais espiras as formas de onda são basicamente as mesmas. Para um comprimento de cabo maior, a tensão em todas as espiras é mais alta.

Caso 6: Efeito do tipo de surto

Para este caso foram estudados dois tipos de surto aplicados em uma única bobina, um do tipo rampa com tempo de subida de $0,1 \mu\text{s}$ e outro do tipo impulso atmosférico com tempo de subida de $0,2 \mu\text{s}$, tal como preconizado pelas normas IEEE 522 e IEC 60034-15, respectivamente. As amplitudes das tensões utilizadas são diferentes também, sendo o valor da norma IEEE superior ao da IEC. De acordo com os resultados, verificou-se que as frequências de oscilação são aproximadamente as mesmas, tendo em vista que a bobina é a mesma para ambos os casos, o que implica em um tempo de propagação similar. Além disso, devido à maior amplitude e menor tempo de subida, os resultados para o surto preconizado pela IEEE Std 522 são piores. Assim, esse caso confirma o fato de que uma maior amplitude aliada a um menor tempo de subida na tensão terminal da máquina leva a sobretensões entre espiras e das espiras para terra mais severas.

Caso 7: Efeito do capacitor de surto

O capacitor de surto é comumente utilizado nos terminais das máquinas a fim de reduzir as tensões entre espiras. Neste sentido, foram feitas simulações considerando o efeito de tais capacitores nas tensões internas quando o cabo alimentador é também considerado. As tensões obtidas foram comparadas com aquelas obtidas no Caso 5 a fim de que fosse possível comparar os resultados de maneira correta. Observou-se que as amplitudes das tensões nas espiras da primeira bobina foram significativamente reduzidas com o acréscimo do capacitor de surto, devido à redução do tempo de subida da tensão terminal. Nas demais espiras da fase “a” e em todas as espiras das fases “b” e “c”, de maneira geral, há um pequeno acréscimo nas tensões observadas, no entanto, os valores ainda são menores do que aqueles das primeiras espiras da fase “a”. Para as tensões entre espiras e terra as alterações nos valores menos pronunciadas.

5.2 Principais Contribuições

Com relação às principais contribuições deste trabalho, pode-se destacar:

- a) Os estudos foram realizados para um motor de grande porte, o que não é comumente apresentado da literatura, tendo em vista que um grande número de trabalhos neste tema é feito para motores de pequeno porte, bem como, quando se estuda motores de média tensão, é muito comum usar apenas uma bobina na análise. Em contrapartida, o uso de um motor de grande porte dificulta a validação do modelo por resultados práticos, no entanto, neste trabalho foram usados ensaios padronizados normalmente já realizados para máquinas deste porte.
- b) No trabalho é proposto um modelo para um grupo de enrolamentos completo, englobando as três fases, ao nível de detalhe das espiras. Na literatura, normalmente se usa apenas algumas poucas bobinas de uma única fase para as análises, com a justificativa de que as tensões nas espiras da primeira bobina são as mais altas. É verdade que o estresse na primeira bobina é bem maior que nas demais, no entanto, a consideração do modelo trifásico permite a modelagem detalhada da propagação do surto no enrolamento do estator, e conforme mostrado neste trabalho, diferentes resultados podem ser obtidos em função do número de bobinas considerado devido à reflexão de ondas existente nas várias junções do enrolamento.
- c) Uma outra contribuição deste trabalho se refere à proposição de um modelo para o rotor para o estudo de transitórios no enrolamento do estator. Na literatura recente, normalmente não se considera o rotor, seja em medições ou em modelos de simulação, tendo em vista a grande dificuldade de incluí-lo, especialmente nos modelos que usam linhas de transmissão de múltiplos condutores, o qual é o modelo mais comumente utilizado para máquinas com enrolamentos pré-formados. Apesar de não se ter validado com resultados práticos, o modelo proposto para o rotor é uma importante contribuição que pode ser mais explorada em trabalhos futuros.
- d) Outro ponto explorado neste trabalho que representa uma contribuição, é o cálculo das capacitâncias da bobina na região das cabeças de bobina considerando uma geometria 3D, a qual leva em consideração as camadas semicondutiva e de alívio de campo. Normalmente, os parâmetros da bobina necessários para as simulações, são calculadas de maneira simplificada. Assim, a consideração de um modelo 3D para esta região do enrolamento já é uma evolução e, portanto, o acréscimo das camadas semicondutiva e de alívio de campo neste tipo de análise representa uma contribuição relevante para o tema.

- e) Por fim, outra contribuição importante, é a proposição de um modelo cabomotor integrado na análise de sobretensões transitórias, permitindo que toda a análise seja feita em único modelo de simulação sem a necessidade de medições.

5.3 Trabalhos Futuros

Nesta seção são apresentados possíveis assuntos, seja para continuação ou aperfeiçoamento do modelo utilizado, os quais são apresentados como possíveis trabalhos futuros conforme listado a seguir:

- a) Validação experimental: neste trabalho, a validação do modelo contemplou a reposta transitória e as capacitâncias para terra de uma bobina. No entanto, a fim de validar o modelo detalhadamente, é necessário comparar os resultados aqui simulados com aqueles obtidos em medição. É fato que a validação utilizando um grupo de enrolamentos é custosa e demanda tempo considerável, especialmente para o tamanho da máquina considerada, todavia, pode ser utilizado um protótipo com bobinas pré-formadas em que seja possível comparar as tensões entre espiras e entre espiras e terra.
- b) Utilização do modelo 3D para cálculo da indutância da impedância série das cabeças de bobina: as indutâncias e resistências das espiras na região das cabeças de bobina foram calculadas usando um modelo 2D obtido com base no modelo 3D. Apesar da geometria 3D estar pronta para as simulações no solver “*Eddy Current*”, os pequenos elementos de malha requeridos para consideração do efeito pelicular em alta frequência inviabilizaram o uso da geometria 3D, devido ao esforço computacional requerido. Assim como trabalho futuro, sugere-se o cálculo da impedância série usando a geometria 3D por meio de *hardware* adequado.
- c) Consideração das indutâncias mútuas entre espiras de diferentes bobinas nas cabeças de bobina: no modelo considerado para a região das cabeças de bobina, as indutâncias mútuas entre espiras de bobinas diferentes não são levadas em consideração. É fato que o acoplamento mútuo entre espiras de diferentes bobinas é menor que aquele entre espiras da mesma bobina, no entanto, a fim de que o modelo seja mais fidedigno à realidade, é necessário incluir o acoplamento entre espiras de diferentes bobinas.
- d) Modelagem do motor completo, considerando todos os grupos de enrolamentos: o modelo apresentado nesta tese já apresenta uma contribuição para a literatura, tendo em vista a utilização de um grupo de enrolamentos das três fases. No entanto, especialmente para estudos em que se deseja verificar a tensão terminal na máquina, é necessário incluir a

modelagem de todos os grupos de enrolamentos. O modelo utilizado permite a consideração de todos os grupos de enrolamentos, no entanto, o esforço computacional demandado é enorme, especialmente quando se considera um cabo alimentador longo. Como uma possível alternativa, é possível modelar as bobinas terminais, as quais ficam submetidas aos maiores valores de sobretensão, ao nível das espiras e as bobinas mais próximas do neutro ao nível das bobinas.

- e) Obtenção da capacitância de surto ótima: uma das motivações apresentadas no início do trabalho é a de se ter um modelo para a máquina em que seja possível verificar um valor ótimo para o capacitor de surto. Assim, como trabalho futuro pode-se utilizar o modelo apresentado neste trabalho para verificar se é possível obter este valor ótimo de capacitor de surto que leve em conta o tamanho da máquina (tensão e potência) e o sistema onde será instalada.
- f) Modelagem do aterramento: no presente trabalho foi considerado que o núcleo do estator é aterrado e que a tensão nele é sempre 0 V, independente do caso analisado. No entanto, em determinadas aplicações, tais como no estudo de transitórios eletromagnéticos em cabos elétricos e linhas de transmissão, a representação adequada do aterramento é importante para determinação das tensões transitórias. Assim, como possível trabalho futuro, sugere-se a inclusão de um modelo mais detalhado para o aterramento, o que implica em uma grande contribuição no tema, tendo em vista que este tipo de consideração não é encontrado na literatura.
- g) Propagação de um sinal de descargas parciais nos enrolamentos: uma outra aplicação do modelo é o estudo de propagação de sinais de descargas parciais em enrolamentos de máquinas elétricas. Existem na literatura vários trabalhos que estudam o amortecimento e defasagem ocasionado pelo enrolamento em caso de propagação de um sinal de descarga parcial originado no interior da máquina [102]-[111]. O modelo utilizado neste trabalho pode ser facilmente adaptado para que seja possível realizar o mesmo tipo de análise.
- h) Avaliação das sobretensões em caso de alimentação do motor por conversor de frequência com chaveamento PWM: neste trabalho, na grande maioria das simulações, foi usado um surto simples do tipo rampa aplicado em uma das fases. Como trabalho futuro podem ser verificadas as sobretensões em caso de aplicação de formas de onda de tensão representando os trens de pulsos nas três fases geradas por conversores de frequência com chaveamento PWM.
- i) Verificar influências das diferentes configurações na aplicação do surto nas fases: no trabalho foram apresentados resultados de simulação considerando

sempre a aplicação do surto na bobina terminal da fase “a” com as bobinas terminais das demais fases aterradas. No entanto, outras configurações, como por exemplo, a aplicação de tensão em uma das fases com as outras em aberto, podem ser utilizadas.

Referências Bibliográficas

- [1] G. Stone, E. A. Boulter, I. Culbert and H. Dhirani, *Electrical Insulation for Rotating Machines: Design, Evaluation, Aging, Testing, and Repair*, 2nd Edition, Wiley-IEEE Press, 2014.
- [2] J. L. Guardado, V. Venegas, E. Melgoza, K. J. Cornick and J. L. Naredo, “Transient overvoltages in electrical motors during sequential pole closure,” in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, no. 4, pp. 1057-1064, Dec. 1999.
- [3] A. N. Greenwood, W. W. L. Keerthipala and P. G. McLaren, “Some factors governing the severity of switching surges,” *Conference Record of the IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, San Diego, CA, USA, 1989, pp. 1886-1889 vol.2.
- [4] O. V. Thorsen and M. Dalva, “Failure identification and analysis for high-voltage induction motors in the petrochemical industry,” in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 35, no. 4, pp. 810-818, July-Aug. 1999.
- [5] Report of Large Motor Reliability Survey of Industrial and Commercial Installations, Part I,” in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. IA-21, no. 4, pp. 853-864, July 1985.
- [6] W. W. L. Keerthipala and P. G. McLaren, “A multiconductor transmission line model for surge propagation studies in large a.c. machine windings,” *Proceedings of the 33rd Midwest Symposium on Circuits and Systems*, Calgary, Alberta, Canada, 1990, pp. 629-632 vol.2.
- [7] Gupta, B. K., Nilsson, N. E., Sharma, D. K., “Protection of Motors Against High Voltage Switching Surges”; *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. EC-7, no. 1, March 1992, pp. 139–147.
- [8] H. Oraee and P. G. McLaren, “Surge Voltage Distribution in Line-End Coils of Induction Motors,” in *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-104, no. 7, pp. 1843-1848, July 1985.
- [9] Working Group 3.4.9. and D. W. Jackson, “Bibliography Relevant to Surge Voltage Protection of Ac Rotating Machinery,” in *IEEE Power Engineering Review*, vol. 21, no. 7, pp. 68-68, July 2001.
- [10] W. N. Fu, P. Zhou, D. Lin, S. Stanton and Z. J. Cendes, “Modeling of solid conductors in two-dimensional transient finite-element analysis and its

application to electric machines” in IEEE Transactions on Magnetics, vol. 40, no. 2, pp. 426-434, March 2004.

- [11] R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, “Transient Voltage Distribution in Induction Motor Stator Windings Using Finite Elements Method,” IECON 2018 - 44th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, Washington, DC, 2018, pp. 737-742 .
- [12] R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, “End-Windings Influence in the Transient Voltage Distribution in Electrical Machine Windings Using Finite Elements Method,” 2019 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC), San Diego, CA, USA, 2019, pp. 468-475.
- [13] R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, “End-Windings Modeling to Study Transient Voltage Distribution in Machine Stator Windings Using Finite Elements Method,” 2019 International Conference on Power System Transients (IPST), Perpignan, France, 2019.
- [14] R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, “Analysis of Turn-to-Turn Voltage Distribution in Electrical Machine Windings,” publicado em IEEE Latin America Transactions, 2020.
- [15] R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, "Analysis of End-Windings Influence on the Transient Voltage Distribution in Machine Stator Windings by a Three-Phase Model," in IEEE Transactions on Energy Conversion, doi: 10.1109/TEC.2020.3037453.
- [16] R. S. Ferreira, A. C. Ferreira, “Transient model to study voltage distribution in electrical machine windings considering the rotor”, Electric Power Systems Research, Volume 195, 2021, doi: 10.1016/j.epsr.2021.107155.
- [17] IEEE Std 286, IEEE Recommended Practice for Measurement of Power Factor Tip-Up of Electrical Machinery Stator Coil Insulation, 2006.
- [18] R. S. Ferreira, Estudo de Descargas Parciais em Isolamento de Máquinas Elétricas usando o Método dos Elementos Finitos, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, 2017.
- [19] Von Roll, “Fundamentals of Insulation Technology”, Von Roll Insulation Training, 2011.
- [20] K. J. Cornick and T. R. Thompson, “Steep-fronted switching voltage transients and their distribution in motor windings. Part 2: Distribution of steep-fronted switching voltage transients in motor windings,” in IEE Proceedings B - Electric Power Applications, vol. 129, no. 2, pp. 56-63, March 1982.

- [21] A. F. Moreira, T. A. Lipo, G. Venkataramanan and S. Bernet, "High-frequency modeling for cable and induction motor overvoltage studies in long cable drives," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 38, no. 5, pp. 1297-1306, Sept.-Oct. 2002.
- [22] A. Boglietti and E. Carpaneto, "Induction motor high frequency model," Conference Record of the 1999 IEEE Industry Applications Conference. Thirty-Forth IAS Annual Meeting (Cat. No.99CH36370), Phoenix, AZ, USA, 1999, pp. 1551-1558 vol.3.
- [23] B. Mirafzal, G. L. Skibinski, R. M. Tallam, D. W. Schlegel and R. A. Lukaszewski, "Universal Induction Motor Model With Low-to-High Frequency-Response Characteristics," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 43, no. 5, pp. 1233-1246, Sept.-oct. 2007.
- [24] K. Jia, et al. "Modelling an AC motor with high accuracy in a wide frequency range," *IET Electric Power Applications*, v. 7, n. 2, p. 116-122, 2013.
- [25] B. Gustavsen, A. Semlyen, "Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting", *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 14, no. 3, pp. 1052-1061, 1999.
- [26] H. A. Toliyat, G. Suresh and A. Abur, "Estimation of voltage distribution on the inverter fed random wound induction motor windings supplied through feeder cable," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, no. 4, pp. 976-981, Dec 1999.
- [27] J. M. Martínez-Tarifa, H. Amarís-Duarte and J. Sanz-Feito, "Frequency-Domain Model for Calculation of Voltage Distribution Through Random Wound Coils and Its Interaction With Stray Capacitances," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 23, no. 3, pp. 742-751, Sept. 2008.
- [28] P. Bidan, T. Lebey, G. Montseny and J. Saint-Michel, "Transient voltage distribution in inverter fed motor windings: experimental study and modeling," in *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 16, no. 1, pp. 92-100, Jan 2001.
- [29] G. Grandi, D. Casadei and U. Reggiani, "Equivalent circuit of mush wound AC windings for high frequency analysis," *ISIE '97 Proceeding of the IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, Guimarães, Portugal, 1997, pp. SS201-SS206 vol.1
- [30] L. Gubbala, A. von Jouanne, P. Enjeti, C. Singh and H. Toliyat, "Voltage distribution in the windings of an AC motor subjected to high dV/dt PWM voltages," *Proceedings of PESC '95 - Power Electronics Specialist Conference*, Atlanta, GA, USA, 1995, pp. 579-585 vol.1.

- [31] G. Suresh, H. A. Toliyat, D. A. Rendusara and P. N. Enjeti, "Predicting the transient effects of PWM voltage waveform on the stator windings of random wound induction motors," in *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 14, no. 1, pp. 23-30, Jan. 1999.
- [32] O. Henze, Z. Cay, O. Magdun, H. De Gersem, T. Weiland and A. Binder, "A stator coil model for studying high-frequency effects in induction motors," 2008 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion, Ischia, 2008, pp. 609-613.
- [33] L. Guardado and K. J. Cornick, "A computer model for calculating steep-fronted surge distribution in machine windings," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 4, no. 1, pp. 95-101, March 1989.
- [34] D. K. Sharma, R. G. Rhudy and E. L. Owen, "Voltage Distribution among the Coils and Turns of a Form Wound AC Rotating Machine Exposed to Impulse Voltage," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. EC-1, no. 2, pp. 50-60, June 1986.
- [35] K. J. Cornick and T. R. Thompson, "Steep-fronted switching voltage transients and their distribution in motor windings. Part 1: System measurements of steep-fronted switching voltage transients," in *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 129, no. 2, pp. 45-55, March 1982.
- [36] M. T. Wright, S. J. Yang and K. McLeay, "General theory of fast-fronted interturn voltage distribution in electrical machine windings," in *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 130, no. 4, pp. 245-256, July 1983.
- [37] B. S. Oyegoke, "A comparative analysis of methods for calculating the transient voltage distribution within the stator winding of an electric machine subjected to steep-fronted surge," 1997 Eighth International Conference on Electrical Machines and Drives (Conf. Publ. No. 444), Cambridge, UK, 1997, pp. 294-298.
- [38] A. Krings, G. Paulsson, F. Sahlén and B. Holmgren, "Experimental investigation of the voltage distribution in form wound windings of large AC machines due to fast transients," 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM), Lausanne, 2016, pp. 1700-1706.
- [39] M. K. Ussain and P. Gomez, "Modeling and Experimental Analysis of the Transient Overvoltages on Machine Windings Fed by PWM Inverters," International Conference on Power Systems Transients (IPST2017), Seoul, 2017.
- [40] P. Gomez and F. A. Uribe, "The Numerical Laplace Transform: An accurate technique for analyzing electromagnetic transients on power system devices," *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 31, no. 2-3, pp. 116-123, 2009.

- [41] P. Moreno and A. Ramirez, "Implementation of the Numerical Laplace Transform: A Review Task Force on Frequency Domain Methods for EMT Studies," in *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 23, no. 4, pp. 2599-2609, Oct. 2008.
- [42] J. L. Guardado and K. J. Cornick, "Calculation of machine winding electrical parameters at high frequencies for switching transient studies," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 11, no. 1, pp. 33-40, March 1996.
- [43] P. G. McLaren and M. H. Abdel-Rahman, "Modeling of large AC motor coils for steep-fronted surge studies," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 24, no. 3, pp. 422-426, May-June 1988.
- [44] P. J. Lawrenson, "Calculation of machine end-winding inductances with special reference to turbogenerators," in *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 117, no. 6, pp. 1129-1134, June 1970.
- [45] V. Venegas, J. L. Guardado, E. Melgoza and M. Hernandez, "A Finite Element Approach for the Calculation of Electrical Machine Parameters at High Frequencies," 2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting, Tampa, FL, 2007, pp. 1-5.
- [46] G. Lupo, C. Petrarca, M. Vitelli and V. Tucci, "Multiconductor transmission line analysis of steep-front surges in machine windings," in *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 9, no. 3, pp. 467-478, June 2002.
- [47] H. De Gerssem, O. Henze, T. Weiland and A. Binder, "Transmission-line modelling of wave propagation effects in machine windings," 2008 13th International Power Electronics and Motion Control Conference, Poznan, 2008, pp. 2385-2392.
- [48] B. K. Gupta, D. K. Sharma and D. C. Bacvarov, "Measured Winding Impedances of a Large A-C Motor," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. EC-2, no. 1, pp. 139-151, March 1987.
- [49] Yifan Tang, "Analysis of steep-fronted voltage distribution and turn insulation failure in inverter-fed form-wound AC motor," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 34, no. 5, pp. 1088-1096, Sep/Oct 1998.
- [50] P. G. McLaren and H. Oraee, "Multiconductor transmission-line model for the line-end coil of large AC machines," in *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 132, no. 3, pp. 149-156, May 1985.
- [51] C. Petrarca, A. Maffucci, V. Tucci and M. Vitelli, "Analysis of the voltage distribution in a motor stator winding subjected to steep-fronted surge voltages by

- means of a multiconductor lossy transmission line model,” in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 19, no. 1, pp. 7-17, March 2004.
- [52] J. Zhang et al., “Analysis of Inter-Turn Insulation of High Voltage Electrical Machine by Using Multi-Conductor Transmission Line Model,” in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 49, no. 5, pp. 1905-1908, May 2013.
- [53] J. L. Guardado, J. A. Flores, V. Venegas, J. L. Naredo and F. A. Uribe, “A machine winding model for switching transient studies using network synthesis,” in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, no. 2, pp. 322-328, June 2005.
- [54] J. L. Guardado, K. J. Cornick, V. Venegas, J. L. Naredo and E. Melgoza, “A three-phase model for surge distribution studies in electrical machines,” in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 12, no. 1, pp. 24-31, March 1997.
- [55] R. E. Adjaye and K. J. Cornick, “Distribution of switching surges in the line-end coils of cable-connected motors,” in *IEE Journal on Electric Power Applications*, vol. 2, no. 1, pp. 11-21, February 1979.
- [56] I. Boldea, S. A. Nasar, *The induction machine handbook*, CRC Press, 2010.
- [57] Y. Xie, J. Zhang, F. Leonardi, A. R. Munoz, M. W. Degner and F. Liang, “Voltage Stress Modeling and Measurement for Random-Wound Machine Windings Driven by Inverters,” in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 56, no. 4, pp. 3536-3548, July-Aug. 2020.
- [58] W. N. Fu, Y. Zhao, S. L. Ho and P. Zhou, “An Electromagnetic Field and Electric Circuit Coupled Method for Solid Conductors in 3-D Finite-Element Method,” in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 52, no. 3, pp. 1-4, March 2016.
- [59] Y. Xie, J. Zhang, F. Leonardi, A. R. Munoz, M. W. Degner and F. Liang, “Modeling and Verification of Electrical Stress in Inverter-Driven Electric Machine Windings,” in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 55, no. 6, pp. 5818-5829, Nov.-Dec. 2019.
- [60] D. Habibinia and M. R. Feyzi, “Optimal winding design of a pulse transformer considering parasitic capacitance effect to reach best rise time and overshoot,” in *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 21, no. 3, pp. 1350-1359, June 2014.
- [61] *Manual Ansys Maxwell, Electromagnetic and Electromechanical Simulator*, 2020.
- [62] J. C. Ramirez-Serrano, F. P. Espino-Cortes and E. J. Hernandez-Ramirez, “Electric Field and Heat at the CAT-SG Coatings Interface Under Fast Rise

- Pulses,” 2018 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC), San Antonio, TX, 2018, pp. 158-161.
- [63] T. Nakamura et al., “Potential distribution on the stress grading system of high voltage rotating machines — Part II transient measurements and simulation profiles,” in *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 26, no. 5, pp. 1495-1502, Oct. 2019.
- [64] F. P. Espino-Cortés, T. I. Asiain-Olivares and P. Gómez, “Simulation of the effect of armor coating conductivity on the stress grading coating performance under PWM multilevel waveforms,” 2015 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC), Seattle, WA, 2015
- [65] F. P. Espino-cortes, E. A. Cherney and S. H. Jayaram, “Impact of inverter drives employing fast-switching devices on form-wound AC machine stator coil stress grading,” in *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 23, no. 1, pp. 16-28, Jan.-Feb. 2007.
- [66] G. Koné, C. Volat and C. Hudon. Experimental Investigation of the Spatial and Temporal Evolution of the Tangential and Normal E-Field Components along the Stress Grading System of a Real Stator Bar. *Energies*, v. 13, n. 3, p. 534, 2020.
- [67] Suppressing Slot Discharge, Von Roll Insulation Training, Von Roll, 2011.
- [68] A. Naeini, A Study of Stress Grading System of Medium Voltage Motor Fed by Adjustable Speed Drives, Doctoral Thesis, Waterloo, Canada, 2019.
- [69] L. Wang, C. Ngai-Man Ho, F. Canales and J. Jatskevich, “High-Frequency Modeling of the Long-Cable-Fed Induction Motor Drive System Using TLM Approach for Predicting Overvoltage Transients,” in *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 25, no. 10, pp. 2653-2664, Oct. 2010.
- [70] A. F. Moreira, P. M. Santos, T. A. Lipo and G. Venkataramanan, “Filter networks for long cable drives and their influence on motor voltage distribution and common-mode currents,” in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 52, no. 2, pp. 515-522, April 2005.
- [71] H. V. Jorke, et al. Three-dimensional simulations of an induction motor including eddy current effects in core laminations (Computation in Electromagnetics containing selected, extended papers from CEM 2011). *IET science, measurement & technology*, v. 6, n. 5, p. 344-349, 2012.
- [72] R. Wrobel, A. Mlot and P. H. Mellor, “Investigation of end-winding proximity losses in electromagnetic devices,” *The XIX International Conference on Electrical Machines - ICEM 2010*, Rome, 2010, pp. 1-6.

- [73] W. W. L. Keerthipala and P. G. McLaren, "The effects of laminations on steep fronted surge propagation in large AC motor coils," in *IEEE Transaction on Energy Conversion*, vol. 5, no. 1, pp. 84-90, March 1990.
- [74] W. W. L. Keerthipala and P. G. McLaren, "Modeling of effects of laminations on steep fronted surge propagation in large AC motor coils," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 27, no. 4, pp. 640-644, July-Aug. 1991.
- [75] Catálogo Cogent Power - Electrical Steel Supplier, disponível em <https://cogent-power.com/cms-data/downloads/m235-35a.pdf>, acesso em 21/04/2020 às 18h20.
- [76] N. Ozturk, E. Celik, "Application of genetic algorithms to core loss coefficient extraction", in *Progress In Electromagnetics Research*, v. 19, p. 133-146, 2011.
- [77] T. Humiston and P. Pillay, "Measurement of surge propagation in induction machines, "38th IAS Annual Meeting on Conference Record of the Industry Applications Conference, 2003., Salt Lake City, UT, USA, 2003, pp. 1098-1105 vol.2.
- [78] O. Magdun, S. Blatt and A. Binder, "Calculation of stator winding parameters to predict the voltage distributions in inverter fed AC machines," 2013 9th IEEE International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives (SDEMPED), Valencia, 2013, pp. 447-453."
- [79] R. S. Ferreira and A. C. Ferreira, "Transient Voltage Distribution in Induction Motor Stator Windings Using Finite Elements Method" International 44th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON), Washington, 2018.
- [80] M. T. Wright, S. J. Yang and K. McLeay, "The influence of coil and surge parameters on transient interturn voltage distribution in stator windings," in *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 130, no. 4, pp. 257-264, July 1983.
- [81] B. K. Gupta, D. K. Sharma and D. C. Bacvarov, "Measured Propagation of Surges in the Winding of a Large A-C Motor," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. EC-1, no. 1, pp. 122-129, March 1986.
- [82] IEEE Std 522, "Guide for Testing Turn-to-Turn Insulation on Form-Wound Stator Coils for Alternating-Current Rotating Electric Machines," 2004.
- [83] IEEE Std 286, "Recommended Practice for Measurement of Power Factor Tip-Up of Electric Machinery Stator Coil Insulation," in *IEEE Std 286-2000*, vol., no., pp.1-29, 1 March 2000.

- [84] M. K. Hussain and P. Gomez, "Modeling of machine coils under fast front excitation using a non-uniform multiconductor transmission line approach," 2016 North American Power Symposium (NAPS), Denver, CO, 2016, pp. 1-6.
- [85] P. Gomez, P. Moreno and J. L. Naredo, "Frequency-domain transient analysis of nonuniform lines with incident field excitation," in *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 20, no. 3, pp. 2273-2280, July 2005.
- [86] A. C. S. Lima, et al., "Assessment of Distinct Tower Structures Impact on the Transient Behavior for Overhead Lines", 2019 International Conference on Power System Transients (IPST), Perpignan, França, 2019.
- [87] A. Narang, B. K. Gupta, E. P. Dick and D. Sharma, "Measurement and analysis of surge distribution in motor stator windings," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 4, no. 1, pp. 126-134, March 1989.
- [88] J. L. Guardado and K. J. Cornick, "The effect of coil parameters on the distribution of steep-fronted surges in machine windings," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 7, no. 3, pp. 552-559, Sept. 1992.
- [89] R. J. Kerkman, D. Leggate and G. L. Skibinski, "Interaction of drive modulation and cable parameters on AC motor transients," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 33, no. 3, pp. 722-731, May-June 1997.
- [90] H. Oraee and P. G. McLaren, "Interturn voltage stress in electrical machine windings due to fast switching surges," *Conference on Electrical Insulation & Dielectric Phenomena - Annual Report 1984*, Claymont, DE, USA, 1984, pp. 561-566.
- [91] C. S. Chaves, J. R. Camacho, H. de Paula, M. L. R. Chaves and E. Saraiva, "Capacitances calculation using FEM for transient overvoltage and common mode currents prediction in inverter-driven induction motors," 2011 IEEE Trondheim PowerTech, Trondheim, 2011, pp. 1-7.
- [92] A. Muetze and A. Binder, "Calculation of Motor Capacitances for Prediction of the Voltage Across the Bearings in Machines of Inverter-Based Drive Systems," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 43, no. 3, pp. 665-672, May-june 2007.
- [93] IEC 60034-15, "Rotating electrical machines – Part 15: Impulse voltage withstand levels of form-wound stator coils for rotating a.c. machines", 2009.
- [94] R. L. Doughty and F. P. Heredos, "Cost-effective motor surge capability," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 33, no. 1, pp. 167-176, Jan.-Feb. 1997.
- [95] D. Beeman, 1955. *Industrial power systems handbook*. New York: McGraw-Hill.

- [96] D. S. Baker, "Charging Current Data for Guesswork-Free Design of High-Resistance Grounded Systems," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. IA-15, no. 2, pp. 136-140, March 1979.
- [97] B. K. Gupta, B. A. Lloyd, G. C. Stone, S. R. Campbell, D. K. Sharma and N. E. Nilsson, "Turn Insulation Capability of Large AC Motors Part 1 - Surge Monitoring," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. EC-2, no. 4, pp. 658-665, Dec. 1987.
- [98] B. K. Gupta, B. A. Lloyd, G. C. Stone, D. K. Sharma and J. P. Fitzgerald, "Turn Insulation Capability of Large AC Motors Part 2 - Impulse Strength," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. EC-2, no. 4, pp. 666-673, Dec. 1987.
- [99] B. K. Gupta, B. A. Lloyd, G. C. Stone, D. K. Sharma, N. E. Nilsson and J. P. Fitzgerald, "Turn Insulation Capability of Large AC Motors Part 3 - Insulation Coordination," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. EC-2, no. 4, pp. 674-679, Dec. 1987.
- [100] K. J. Cornick and T. R. Thompson, "Steep-fronted switching voltage transients and their distribution in motor windings. Part 1: System measurements of steep-fronted switching voltage transients," in *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 129, no. 2, pp. 45-55, March 1982.
- [101] P. G. McLaren and M. H. Abdel-Rahman, "Steep fronted surges applied to large AC motors-effect of surge capacitor value and lead length," in *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 3, no. 3, pp. 990-997, July 1988.
- [102] N. Hayakawa, H. Inano, K. Inuzuka, M. Morikawa and H. Okubo, "Partial Discharge Propagation and Degradation Characteristics of Magnet Wire for Inverter-Fed Motor under Surge Voltage Application," 2006 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, Kansas City, MO, 2006, pp. 565-568.
- [103] A. Cavallini, M. Conti, G. C. Montanari, A. Contin and F. Puletti, "Partial Discharge cross-talk recognition in rotating machines by pulse-shape analysis: preliminary results," *Proceedings: Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing and Coil Winding Technology Conference (Cat. No.03CH37480)*, Indianapolis, Indiana, USA, 2003, pp. 33-37.
- [104] I. J. Kemp and C. Zhou, "Measurement strategies for PD testing and pulse propagation in stator windings," *Conference Record of the 1996 IEEE International Symposium on Electrical Insulation*, Montreal, Quebec, Canada, 1996, pp. 214-217 vol.1.
- [105] Q. Su, C. Chang and R. C. Tychsen, "Travelling wave propagation of partial discharges along generator stator windings," *Proceedings of 5th International*

Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials, Seoul, South Korea, 1997, pp. 1132-1135 vol.2.

- [106] C. Zhou, I. J. Kemp and M. Allaa, "The PD pulse behaviour in rotating machine stator windings," Proceedings of 1995 Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, Virginia Beach, VA, USA, 1995, pp. 372-375.
- [107] H. Zhu and I. J. Kemp, "Pulse propagation in rotating machines and its relationship to partial discharge measurements," Conference Record of the 1992 IEEE International Symposium on Electrical Insulation, Baltimore, MD, USA, 1992, pp. 411-414.
- [108] J. G. Jiang, D. H. Liu, H. Deng, H. X. Cao and Z. M. Zhao, "Propagation mode and speed of partial discharge pulse through the stator windings of turbine generator," 2000 IEEE Power Engineering Society Winter Meeting. Conference Proceedings (Cat. No.00CH37077), Singapore, 2000, pp. 192-196 vol.1.
- [109] F. Oettl, C. Engelen, E. Binder and T. Kessler, "A study of the propagation behavior of partial discharge pulses in the high-voltage winding of hydro generators," 2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), Miami, FL, 2017, pp. 1-5.
- [110] S. Major and Q. Su, "A high frequency model for the analysis of partial discharge propagation along generator stator windings," Conference Record of the 1998 IEEE International Symposium on Electrical Insulation (Cat. No.98CH36239), Arlington, VA, USA, 1998, pp. 292-295 vol.1.
- [111] A. J. M. Pemen, P. C. T. van der Laan and Wout de Leeuw, "Propagation of partial discharge signals in stator windings of turbine generators," in IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 21, no. 1, pp. 155-161, March 2006.
- [112] A. C. S. Lima, Modelagem do Acionamento à Velocidade Variável Utilizando Cabos Longos, Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, 1999.
- [113] F. Castellanos and J. R. Marti, "Full frequency-dependent phase-domain transmission line model," in IEEE Transactions on Power Systems, vol. 12, no. 3, pp. 1331-1339, Aug. 1997.
- [114] H. de Paula, Uma Nova Metodologia Para Determinação dos Fenômenos de Alta Frequência em Sistemas de Acionamento de Motores de Indução através de Inversores PWM, Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2005.

- [115] J. R. Marti, "Accurate Modelling of Frequency-Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations," in IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, no. 1, pp. 147-157, Jan. 1982.
- [116] J. E. Bracken, "Mutual resistance in Spicelink", Ansoft Corporation, Pittsburgh, PA, 2000.

APÊNDICE

A. Principais Formas de onda Obtidas

Neste item são apresentadas as formas de onda obtidas para as fases “b” e “c”, as quais não foram incluídas no corpo do texto, mas são utilizadas para obtenção dos valores de pico de cada fase.

A.1 Caso 1 – efeito do tempo de subida

Em seguida são apresentadas as formas de onda obtidas para as fases “b” e “c” para as tensões entre espiras (da Figura A.1 à Figura A.4) e entre espiras e terra (da Figura A.5 à Figura A.8) para o menor e maior tempo de subida simulados, $0,05 \mu\text{s}$ e $5 \mu\text{s}$, respectivamente.

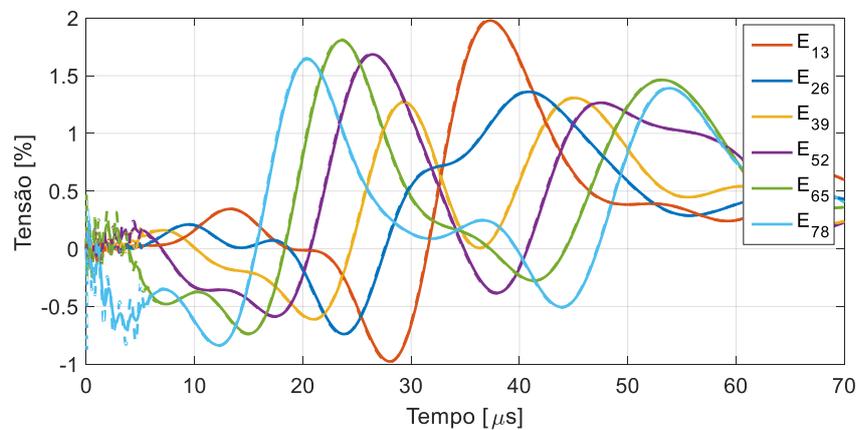


Figura A.1. Caso 1 - tensão entre espiras da fase “b” ($0,05 \mu\text{s}$).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

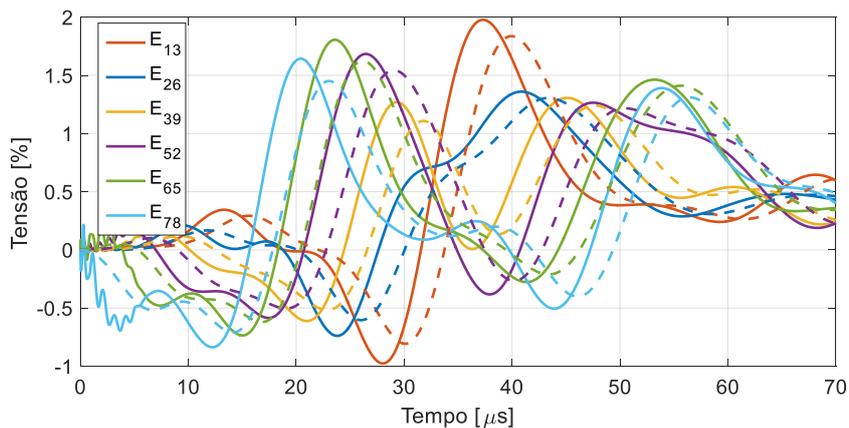


Figura A.2. Caso 1 - tensão entre espiras da fase “b” ($5 \mu\text{s}$).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

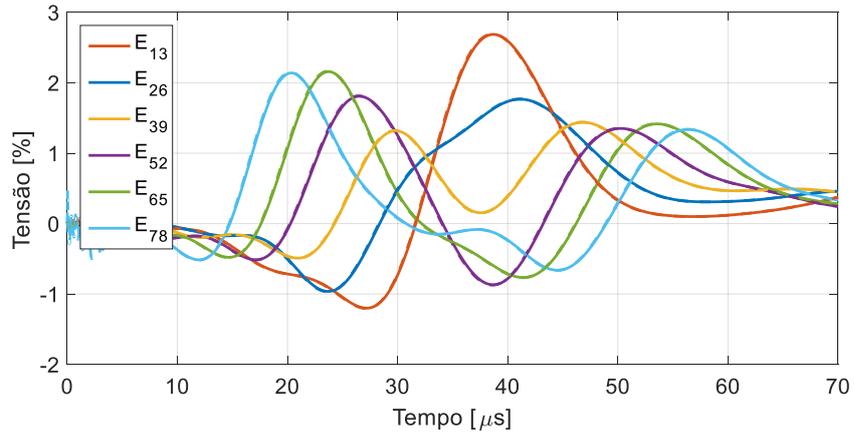


Figura A.3. Caso 1 - tensão entre espiras da fase "c" ($0,05 \mu\text{s}$).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

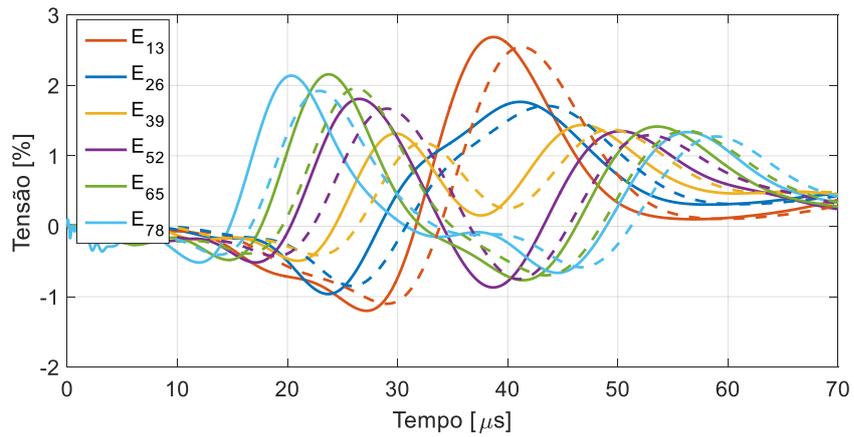


Figura A.4. Caso 1 - tensão entre espiras da fase "c" ($5 \mu\text{s}$).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

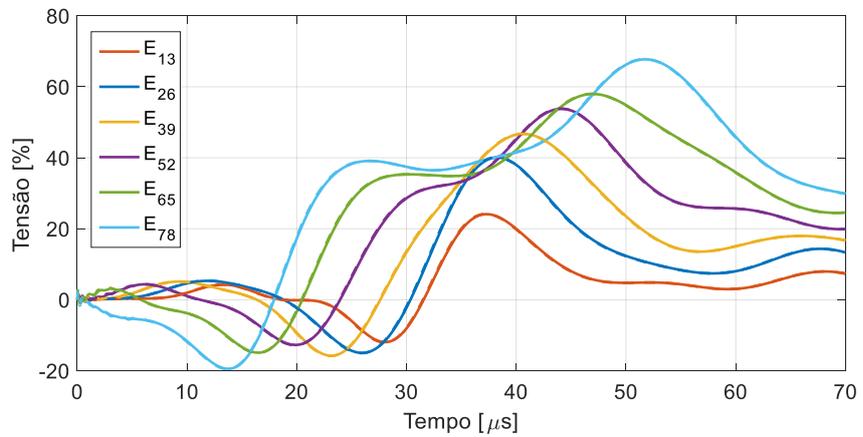


Figura A.5. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase "b" ($0,05 \mu\text{s}$).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

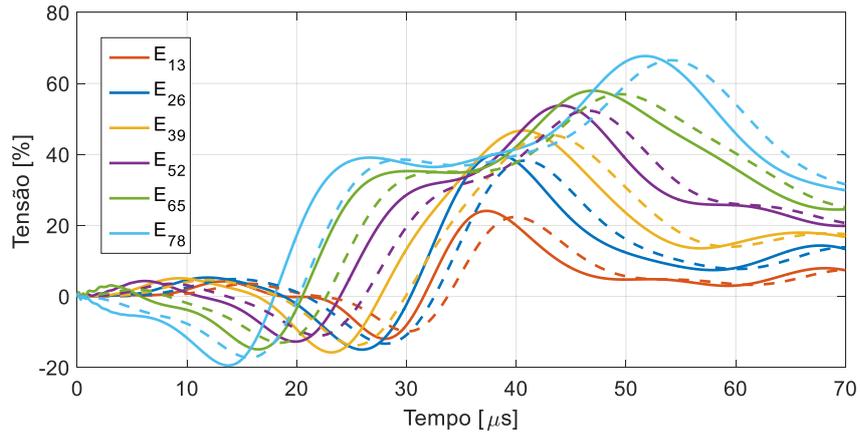


Figura A.6. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase "b" (5μ s).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

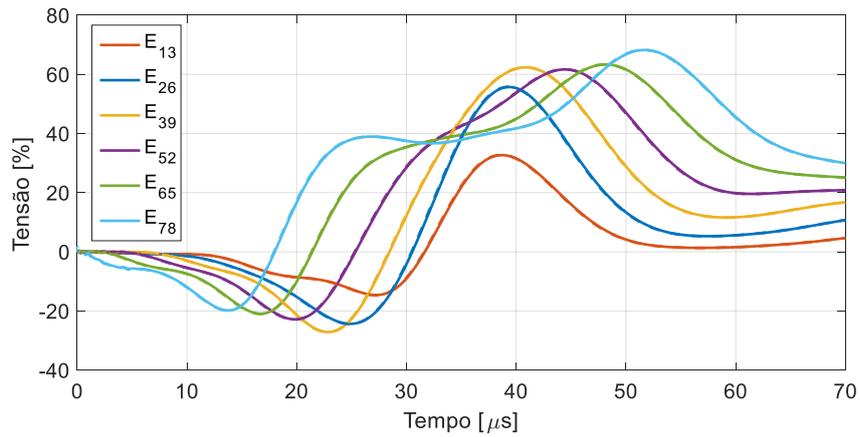


Figura A.7. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase "c" ($0,05 \mu$ s).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

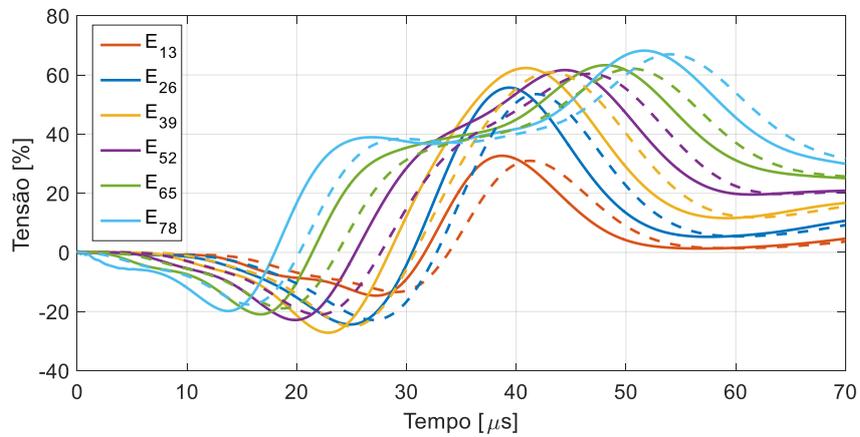


Figura A.8. Caso 1 - tensão entre espiras e terra da fase "c" (5μ s).
(Caso base: linha contínua e Caso 1: linha tracejada)

A.2 Caso 2 - efeito das cabeças de bobina

A seguir estão apresentadas as formas de onda das tensões entre espiras (Figura A.9 e Figura A.10) e entre espiras e terra (Figura A.11 e Figura A.12) para as fases “b” e “c”.

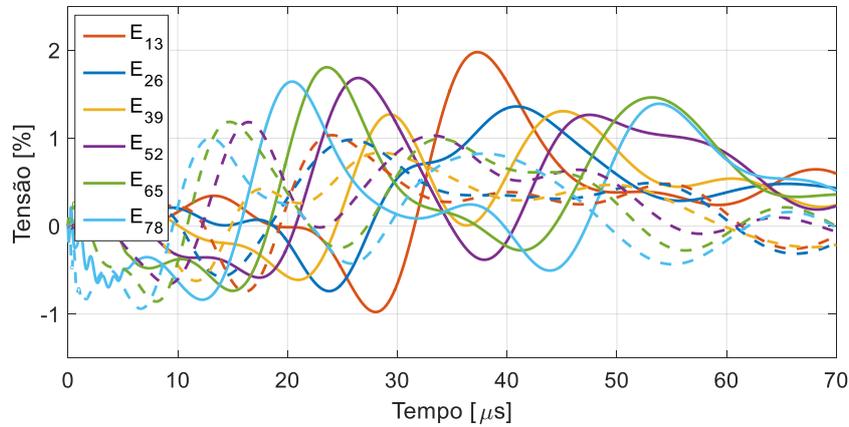


Figura A.9. Caso 2 - tensão entre espiras da fase “b”.
(Caso base: linha contínua e Caso 2: linha tracejada)

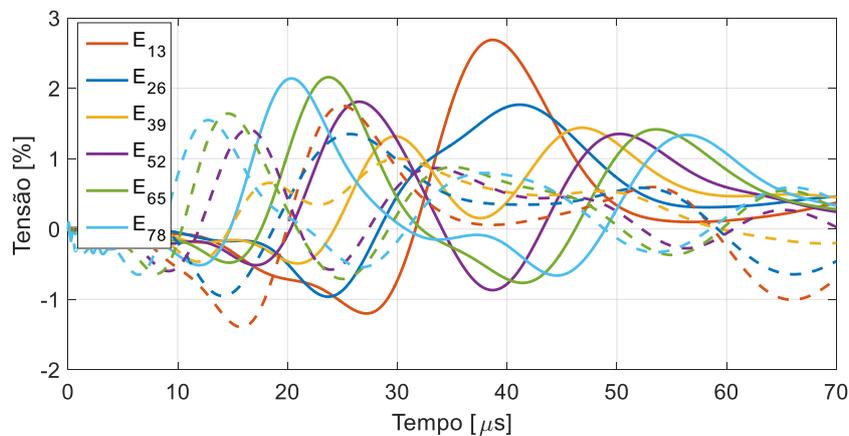


Figura A.10. Caso 2 - tensão entre espiras da fase “c”.
(Caso base: linha contínua e Caso 2: linha tracejada)

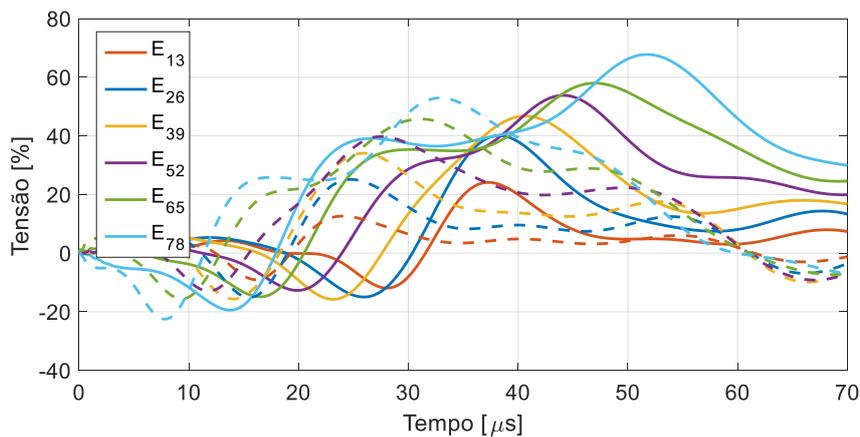


Figura A.11. Caso 2 - tensão entre espiras e terra da fase “b”.
(Caso base: linha contínua e Caso 2: linha tracejada)

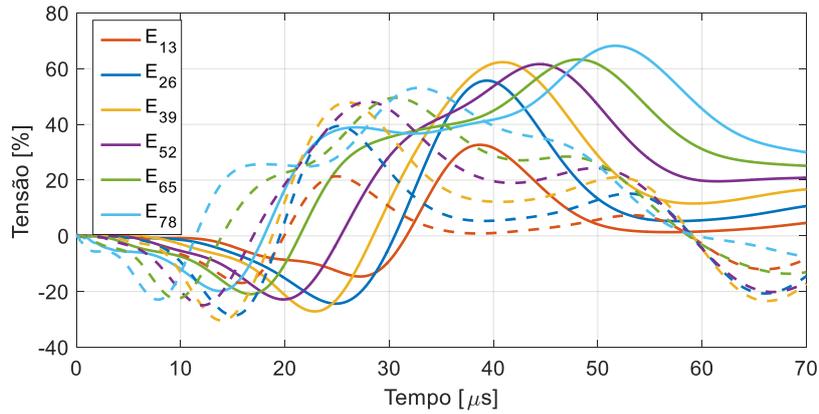


Figura A.12. Caso 2 - tensão entre espiras e terra da fase “c”.
(Caso base: linha contínua e Caso 2: linha tracejada)

A.3 Caso 4 – efeito do rotor

As figuras apresentadas a seguir mostram as formas de ondas obtidas considerando o rotor para as tensões entre espiras (Figura A.13 e Figura A.14) e entre espiras e terra (Figura A.15 e Figura A.16) das fases “b” e “c”.

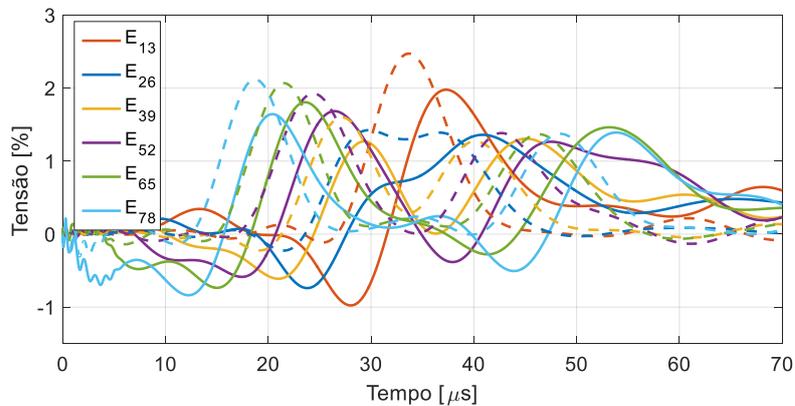


Figura A.13. Caso 4 - tensão entre espiras da fase “b”.
(Caso base: linha contínua e Caso 4: linha tracejada)

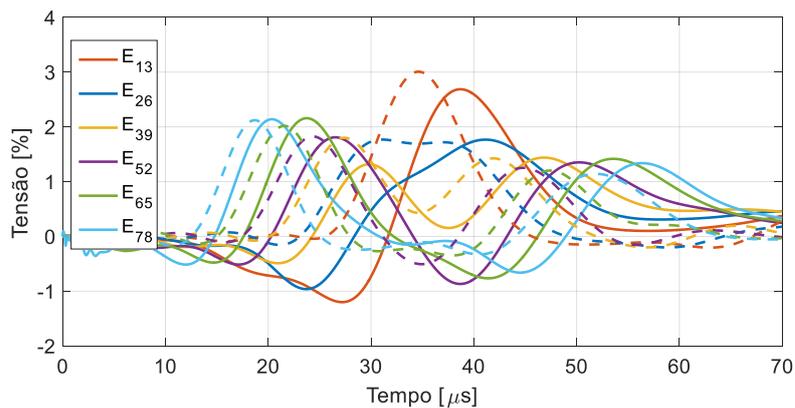


Figura A.14. Caso 4 - tensão entre espiras da fase “c”.
(Caso base: linha contínua e Caso 4: linha tracejada)

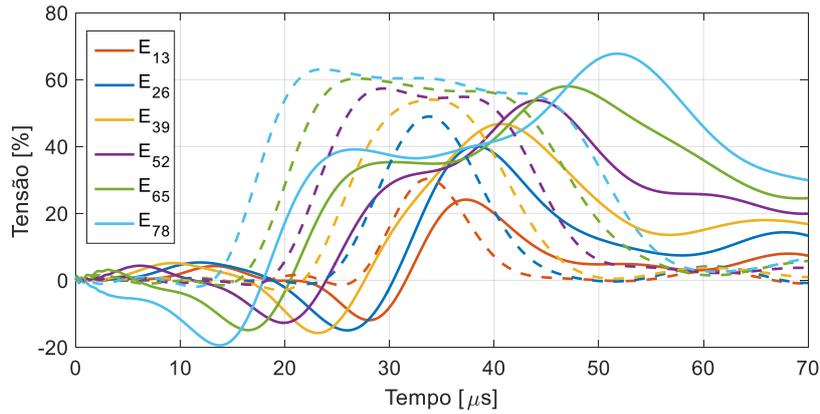


Figura A.15. Caso 4 - tensão entre espiras e terra da fase “b”.
(Caso base: linha contínua e Caso 4: linha tracejada)

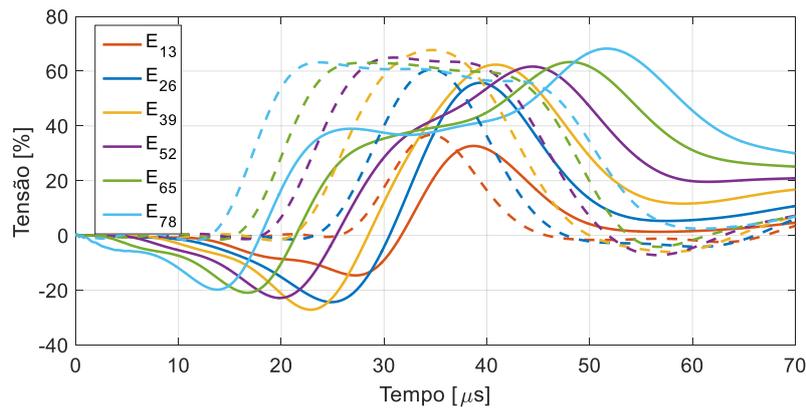


Figura A.16. Caso 4 - tensão entre espiras e terra da fase “c”.
(Caso base: linha contínua e Caso 4: linha tracejada)

A.4 Caso 5 – efeito do cabo alimentador

Em sequência são apresentadas as formas de onda obtidas para os diferentes comprimentos de cabo para as tensões entre espiras (da Figura A.17 à Figura A.20) e entre espiras e terra (da Figura A.21 à Figura A.24) das fases “b” e “c”.

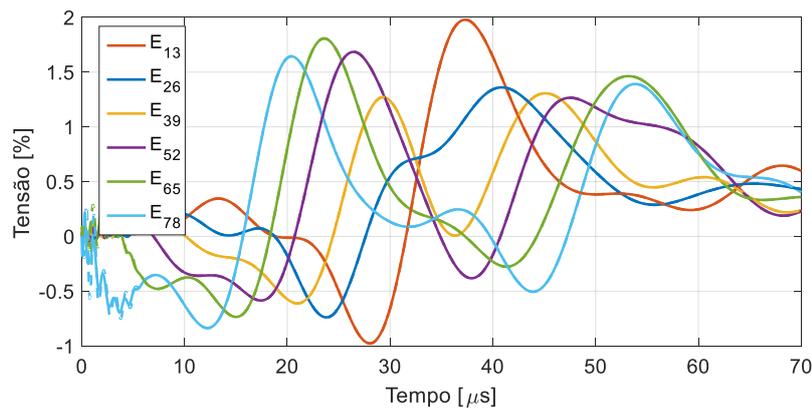


Figura A.17. Caso 5 - tensão entre espiras da fase “b” (cabo de 20 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

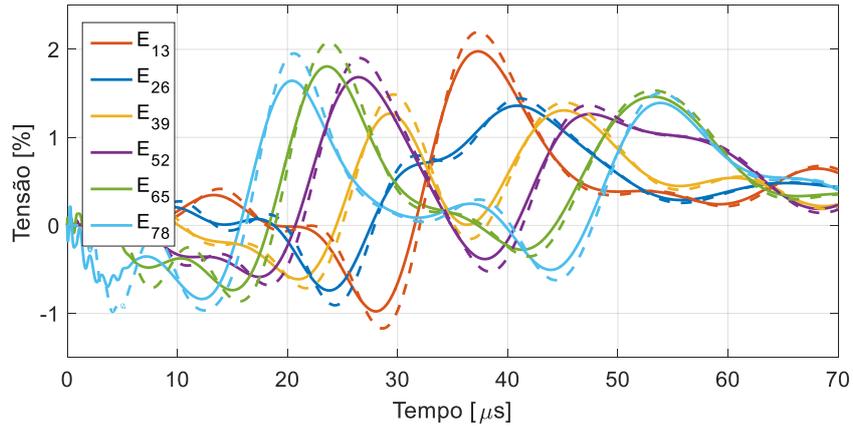


Figura A.18. Caso 5 - tensão entre espiras da fase "b" (cabo de 200 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

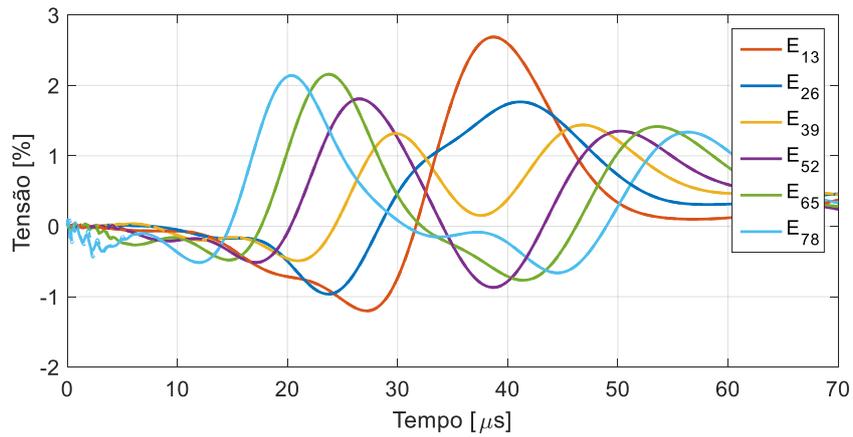


Figura A.19. Caso 5 - tensão entre espiras da fase "c" (cabo de 20 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

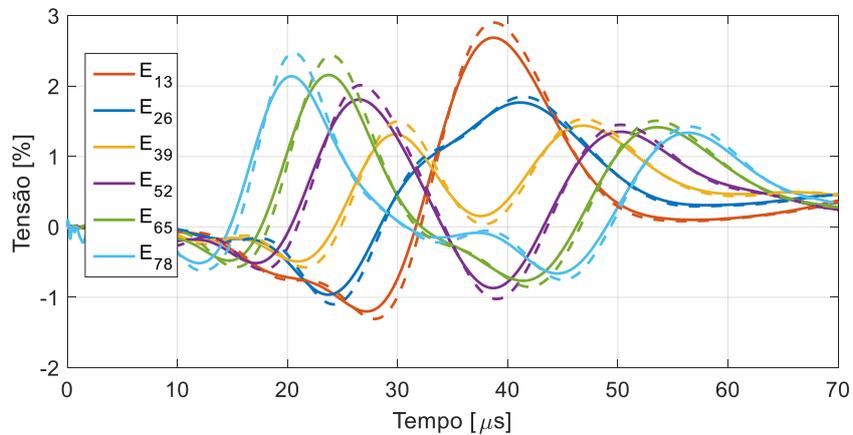


Figura A.20. Caso 5 - tensão entre espiras da fase "c" (cabo de 200 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

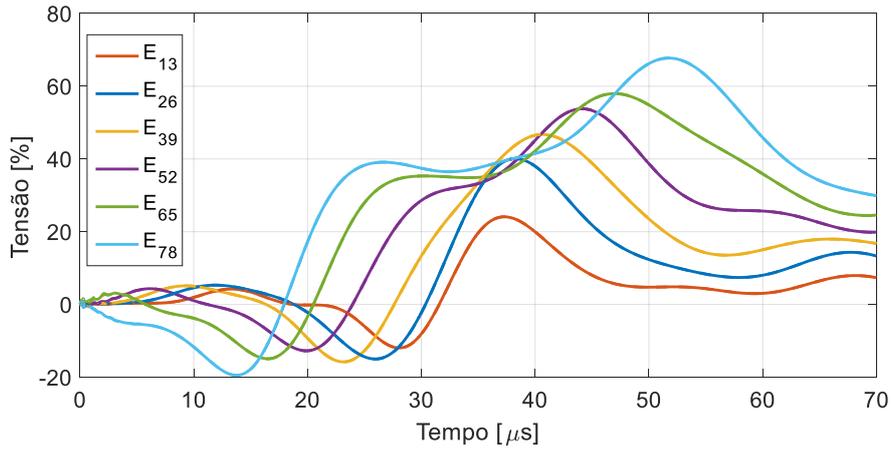


Figura A.21. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (cabo de 20 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

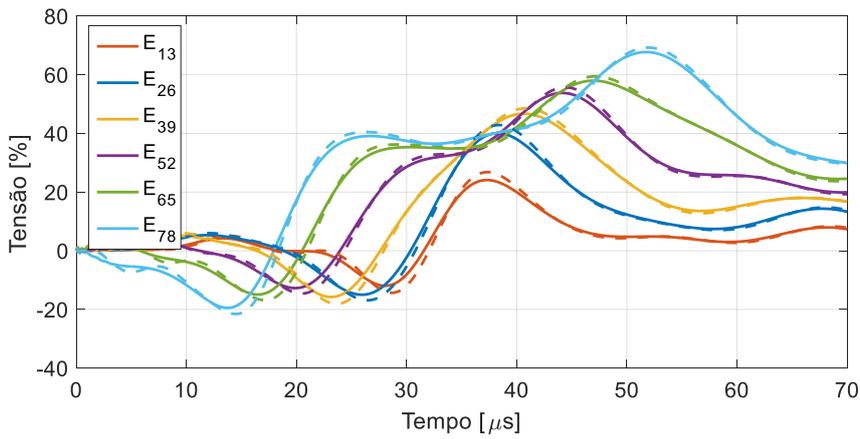


Figura A.22. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (cabo de 200 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

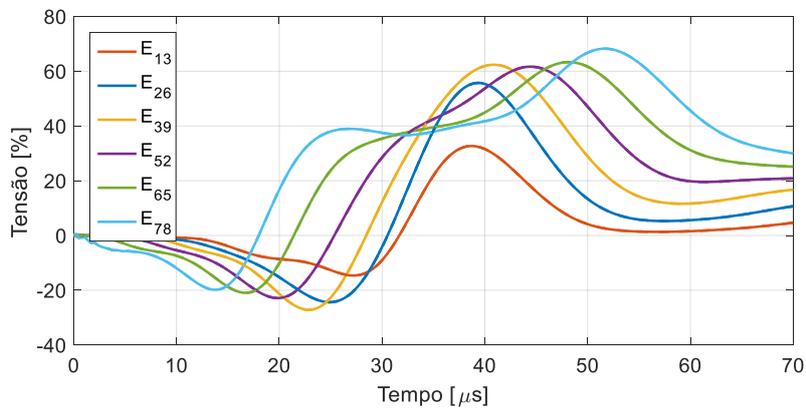


Figura A.23. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (cabo de 20 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

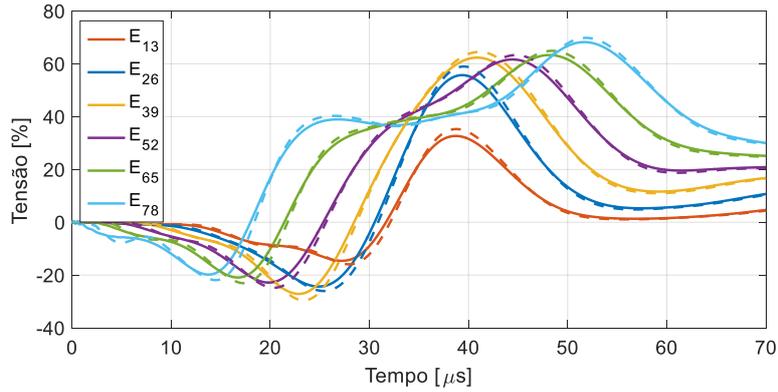


Figura A.24. Caso 5 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (cabo de 200 m).
(Caso base: linha contínua e Caso 5: linha tracejada)

A.5 Caso 7 – efeito do capacitor de surto

As figuras apresentadas a seguir mostram as formas de onda obtidas para as fases “b” e “c” considerando as tensões entre espiras (da Figura A.25 à Figura A.28) e entre espiras e terra (da Figura A.29 à Figura A.32) para os comprimentos de cabo de 20 m e 200 m.

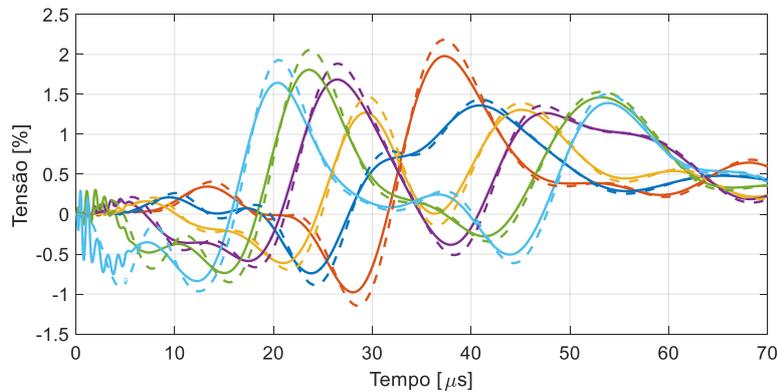


Figura A.25. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “b” (cabo de 20 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

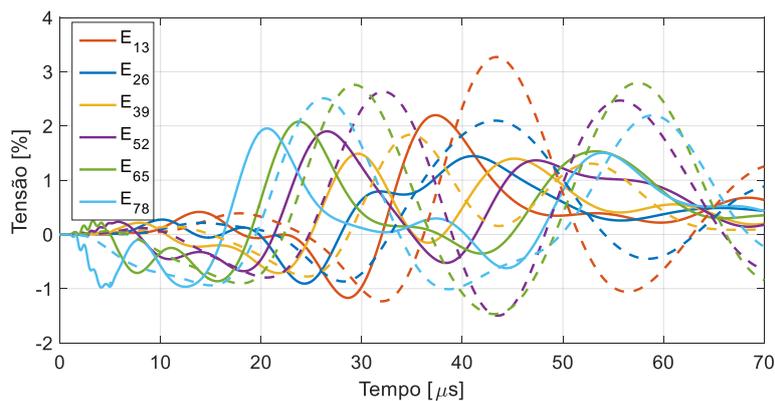


Figura A.26. Caso 7 - tensão entre espiras da fase “b” (cabo de 200 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

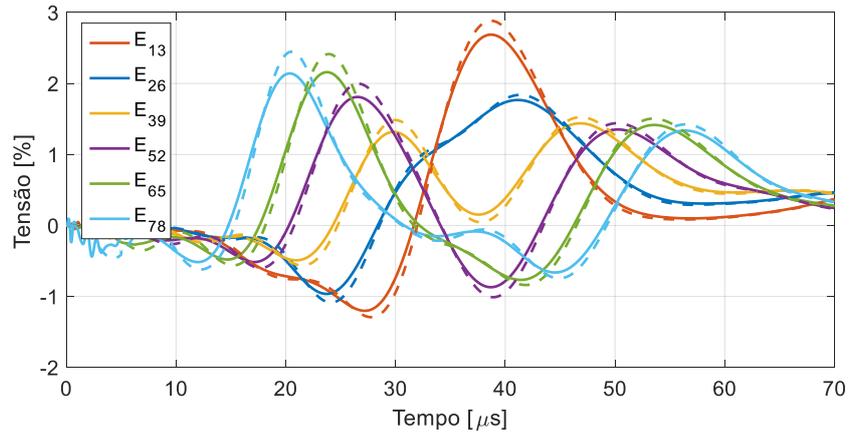


Figura A.27. Caso 7 - tensão entre espiras da fase "c" (cabo de 20 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

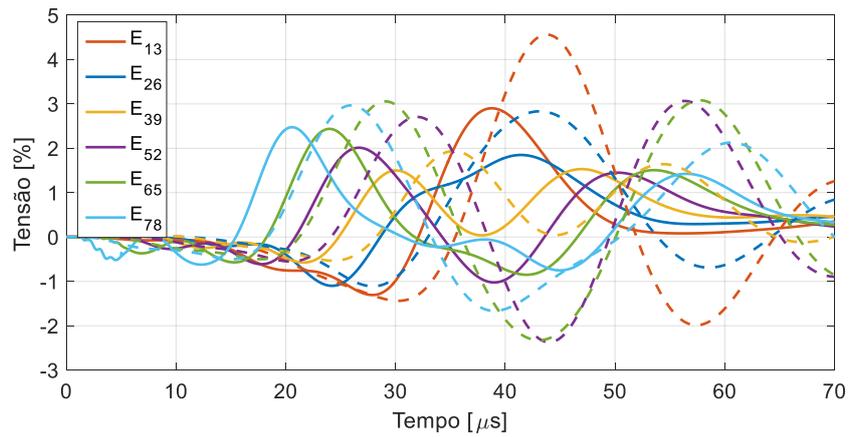


Figura A.28. Caso 7 - tensão entre espiras da fase "c" (cabo de 200 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

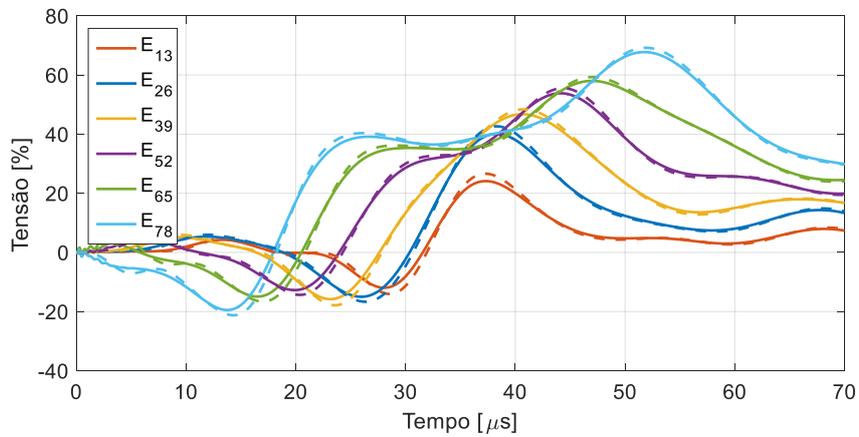


Figura A.29. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase "b" (cabo de 20 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

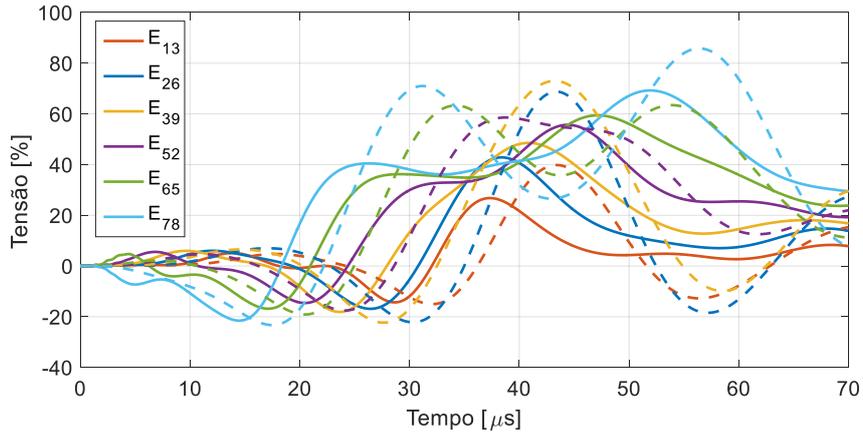


Figura A.30. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “b” (cabo de 200 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

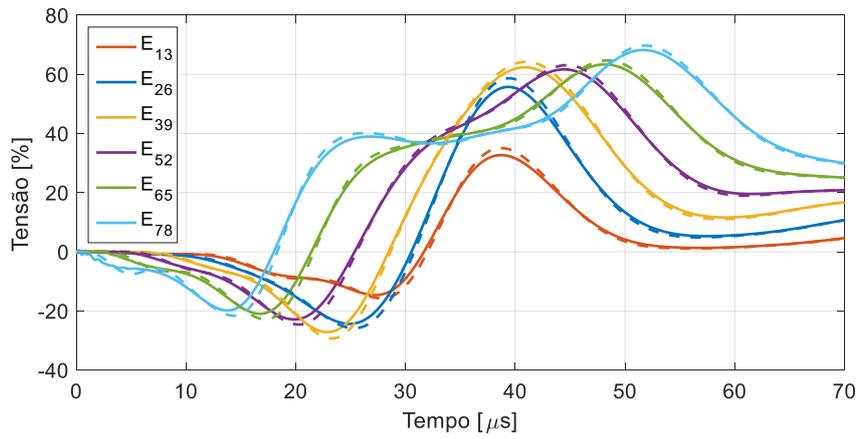


Figura A.31. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (cabo de 20 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

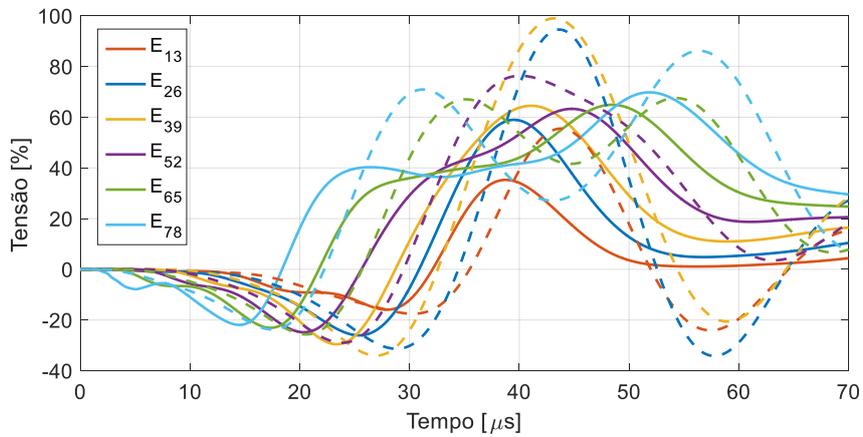


Figura A.32. Caso 7 - tensão entre espiras e terra da fase “c” (cabo de 200 m).
(Caso 5: linha contínua e Caso 7: linha tracejada)

B. Taxa de Variação das Tensões entre Espiras

Neste apêndice são apresentadas as taxas de variação das tensões entre espiras da fase “a” para todos os casos simulados. Os resultados podem ser vistos da Figura B.1 à Figura B.7, os quais são relativos às espiras da primeira bobina da fase “a”, visto que são os maiores valores observados.

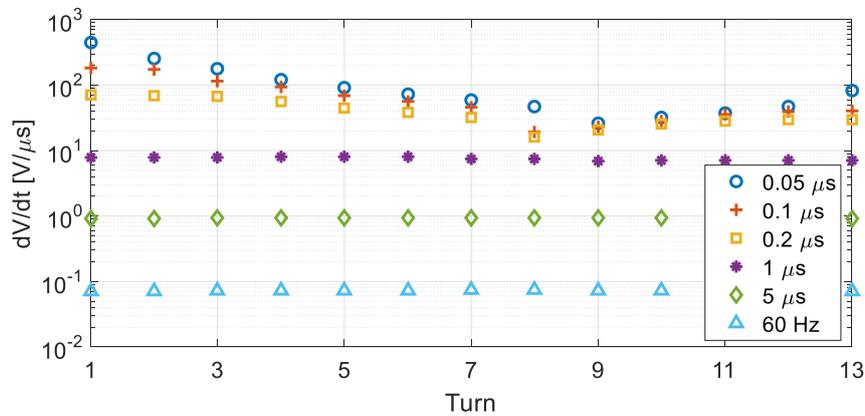


Figura B.1. Caso 1 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.

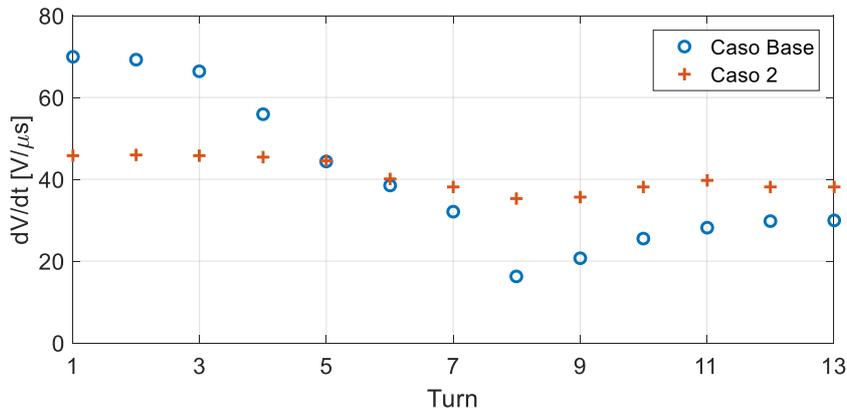


Figura B.2. Caso 2 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.

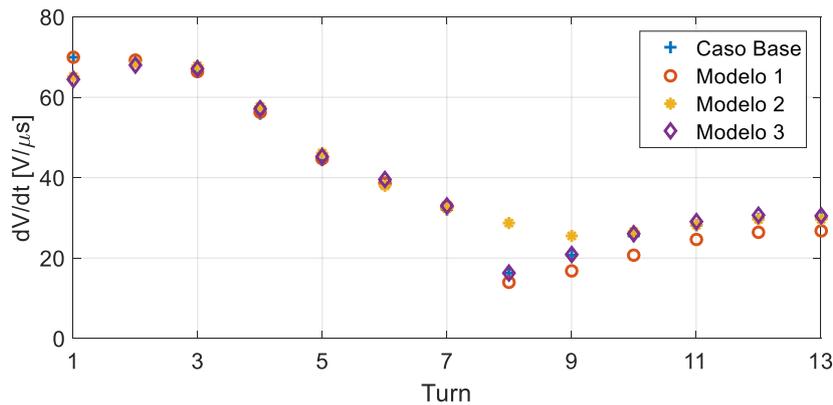


Figura B.3. Caso 3 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase “a”.

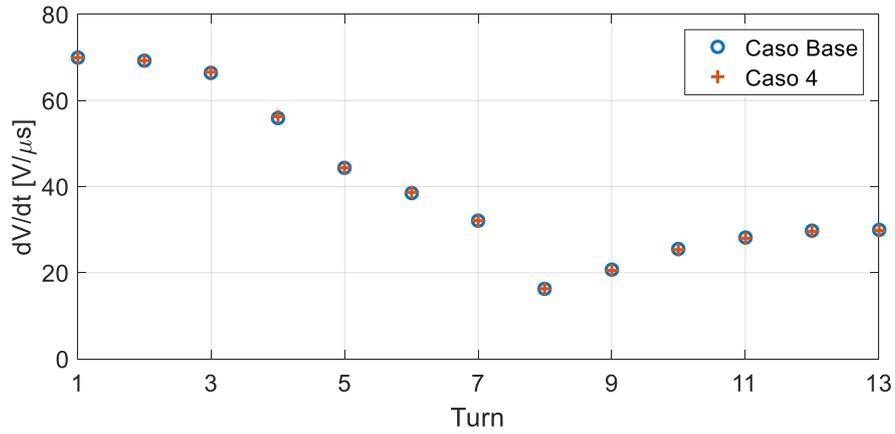


Figura B.4. Caso 4 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase "a".

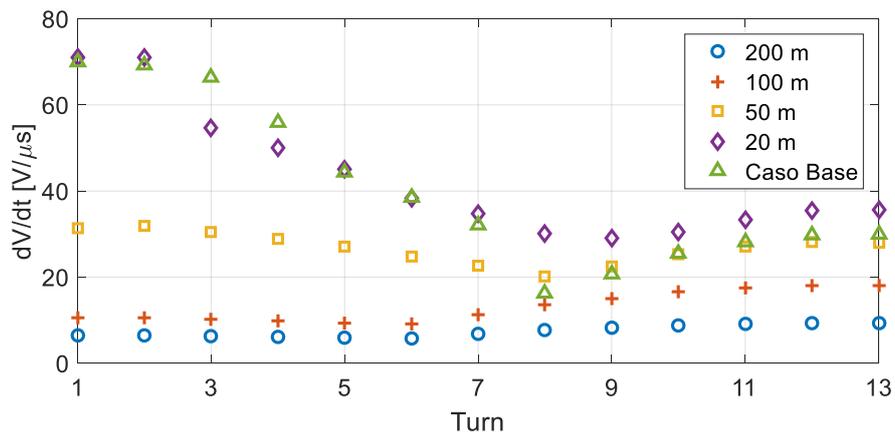


Figura B.5. Caso 5 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase "a".

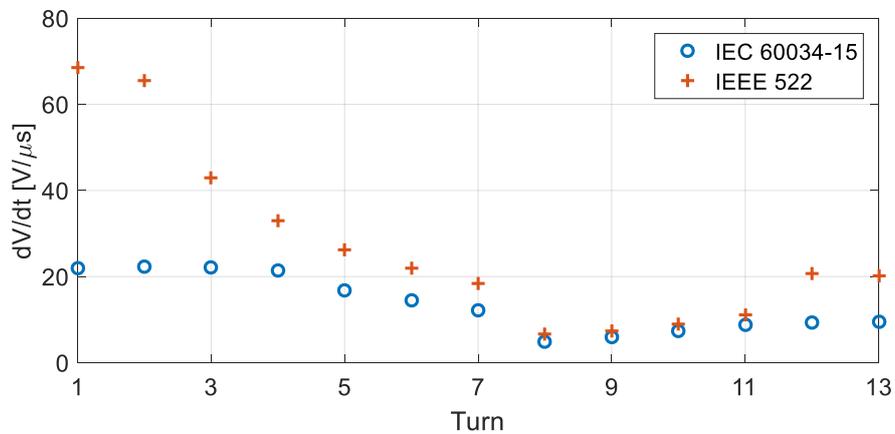


Figura B.6. Caso 6 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase "a".

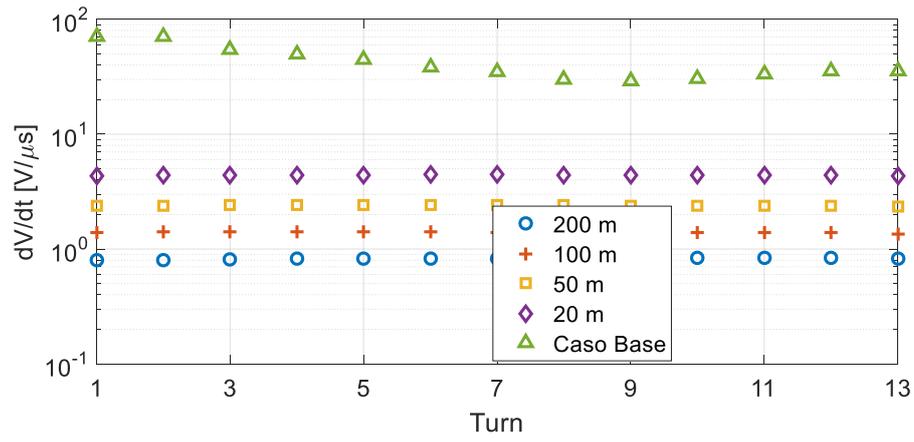


Figura B.7. Caso 7 - taxa de variação da tensão entre espiras da fase "a".

C. Modelo do Cabo

Existem vários modelos na literatura para estudo de transitórios eletromagnéticos em cabos elétricos [25][112]-[114] que podem ser usados em conjunto com o modelo do motor elétrico. A escolha do modelo do cabo a ser utilizado neste trabalho levou em conta, principalmente, o fato de que o modelo e sua conexão com o motor fossem realizados em conjunto no mesmo pacote computacional de elementos finitos. Assim, o modelo escolhido se baseou naqueles apresentados em [21][69][70][76], cujo principal objetivo era estudar a tensão nos terminais dos motores considerando o comportamento dependente com a frequência. O modelo consiste basicamente em um ajuste da resposta em frequência da impedância série e da admitância *shunt* por meio do circuito apresentado na Figura C.1, o qual é válido para 1 m de cabo. Vale ressaltar que este esquema é válido quando se considera apenas uma fase do cabo nas simulações, tal como neste trabalho. Para simulação das três fases, adequações devem ser feitas de tal modo que se considere adequadamente os efeitos dos modos comum e diferencial.

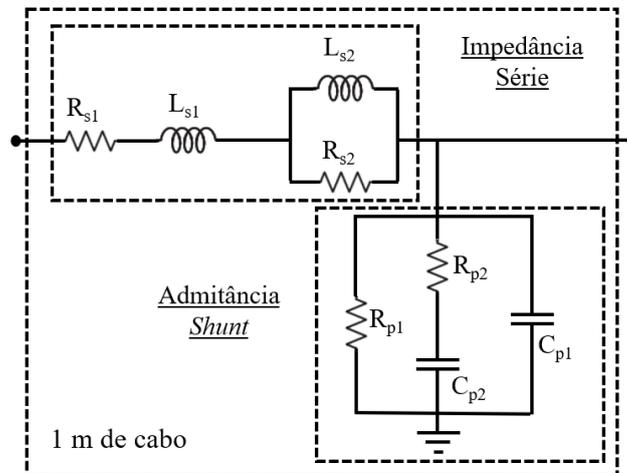


Figura C.1. Modelo dependente da frequência para o cabo.

Nos trabalhos em que o modelo foi apresentado, o cálculo dos parâmetros mostrados na Figura C.1 é feito por meio da medição das impedâncias, de curto-circuito e em circuito aberto, em função da frequência. No entanto, neste trabalho a resposta em frequência é obtida por meio do cálculo dos parâmetros (resistência, indutância, capacitância e condutância) via MEF, tendo em vista que um dos objetivos principais é que o modelo não dependa de medições, bem como, seja obtido via método dos elementos finitos. Neste sentido, o primeiro passo para obtenção do modelo é o cálculo dos parâmetros em função da frequência e, para tal, é necessário o conhecimento da geometria do cabo. A Tabela C.1 apresenta os principais dados do cabo utilizado e a Figura C.2 mostra a geometria modelada. Nas simulações, a cobertura, apresentada na Figura C.2, foi considerada tendo as características magnéticas e elétricas do ar. Além disso, o material semicondutor externo a cada condutor individual não foi considerado na modelagem.

Tabela C.1: Principais dados do cabo modelado.

Parâmetro	Valor
Tipo	Tripolar
Seção Transversal [mm ²]	95
Número de condutores individuais por fase	21
Diâmetro do condutor [mm]	12,2
Espessura da isolação [mm]	4,5
Diâmetro da cobertura interna [mm]	60,7
Espessura da blindagem [mm]	0,25
Material da isolação	EPR

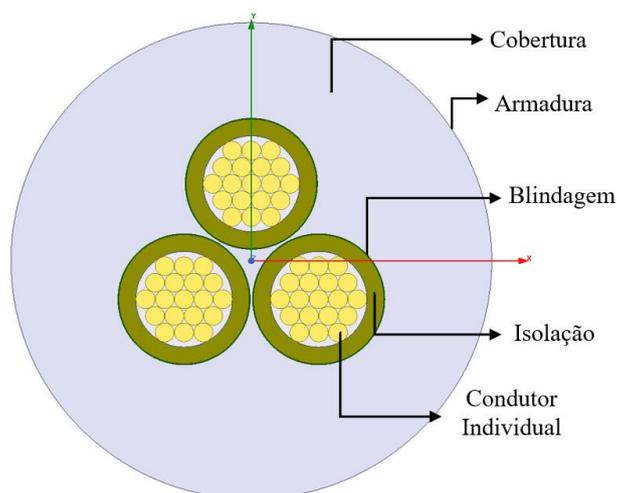


Figura C.2. Geometria do cabo modelado.

Para validar a geometria do cabo os parâmetros nominais calculados são comparados com aqueles informados no catálogo do fabricante. Os resultados podem ser vistos na Tabela C.2, e conforme pode ser visto, ambos os valores, calculados e de catálogo, são muito próximos e, portanto, a geometria é considerada adequada.

Tabela C.2: Validação da geometria do cabo.

Parâmetro	Catálogo	Calculado	Erro [%]
Resistência cc [mΩ/m]	0,195	0,189	3,0
Indutância @ 60 Hz [μH/m]	0,345	0,351	1,7
Capacitância [nF/m]	0,290	0,286	1,3

Para o cálculo dos parâmetros apresentados na Figura C.1, são feitas duas simulações em diferentes *solvers* do programa utilizado, uma no *Eddy Current*, para obter a resistência e indutância, e a outra no *Q2D Extractor* para obter a condutância e a capacitância, ambas em função da frequência. Vale ressaltar que o *solver Electrostatic* não foi usado, visto que não é possível obter as capacitâncias e condutâncias em função da frequência.

A Figura C.3 mostra a excitação de uma das fases usadas no solver *Eddy Current* e, conforme pode ser visto, são considerados como caminho de corrente os condutores individuais e a blindagem. As simulações foram feitas considerando que flui corrente nominal nas três fases do cabo.

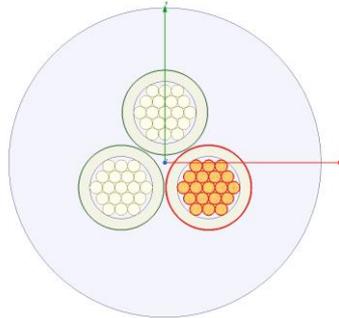


Figura C.3. Excitação de uma das fases.

As simulações foram feitas em uma faixa de frequência de 0 a 10 MHz, a fim de que as frequências presentes na forma de onda do surto aplicado sejam consideradas no modelo. Os principais resultados da simulação no solver “*Eddy Current*” estão apresentadas em sequência, sendo a distribuição das densidades de fluxo magnético e de corrente apresentadas da Figura C.4 à Figura C.7, enquanto na Figura C.7 a distribuição das linhas de fluxo é mostrada.

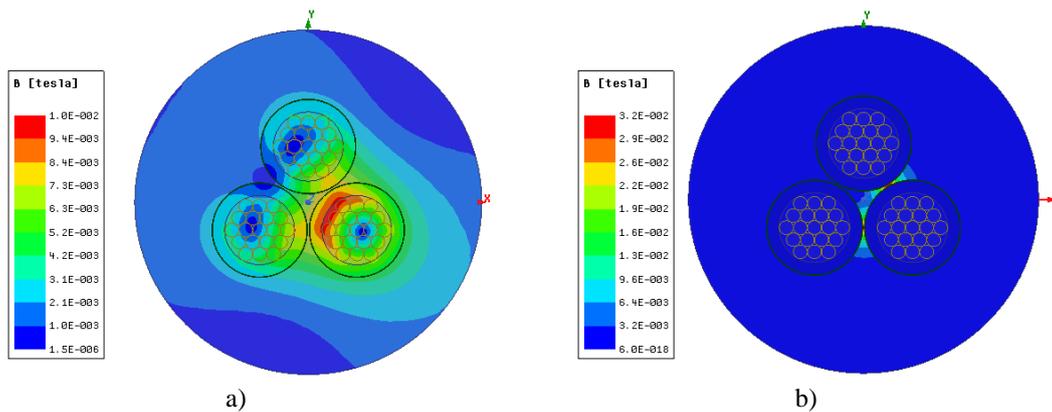


Figura C.4. Distribuição de campo magnético no cabo a) 60 Hz e b) 100 kHz.

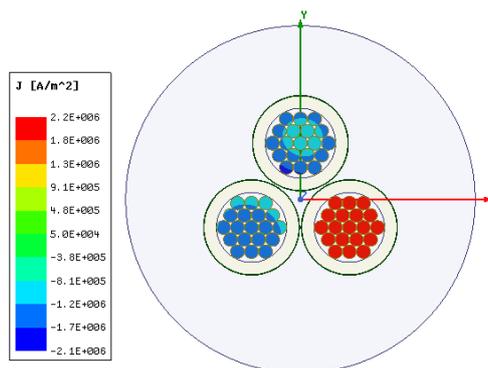


Figura C.5. Distribuição de densidade de corrente no cabo para 60 Hz.

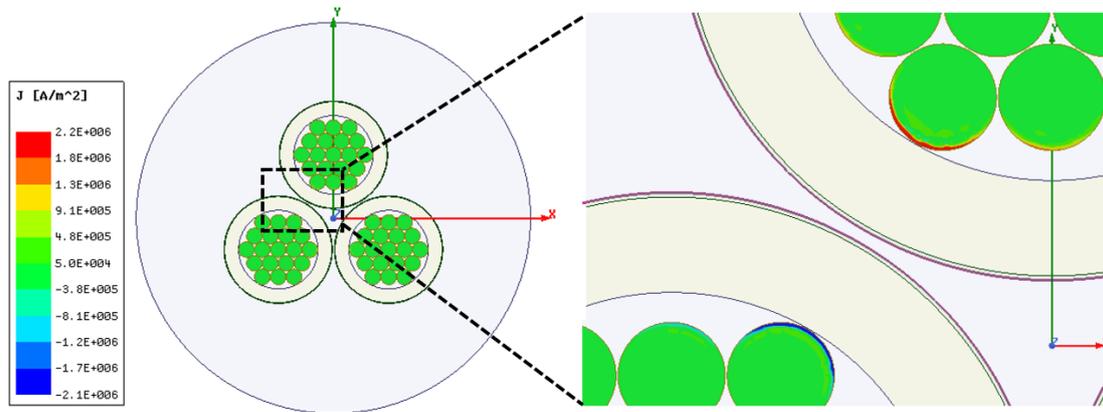


Figura C.6. Distribuição de corrente no cabo para 1 MHz.

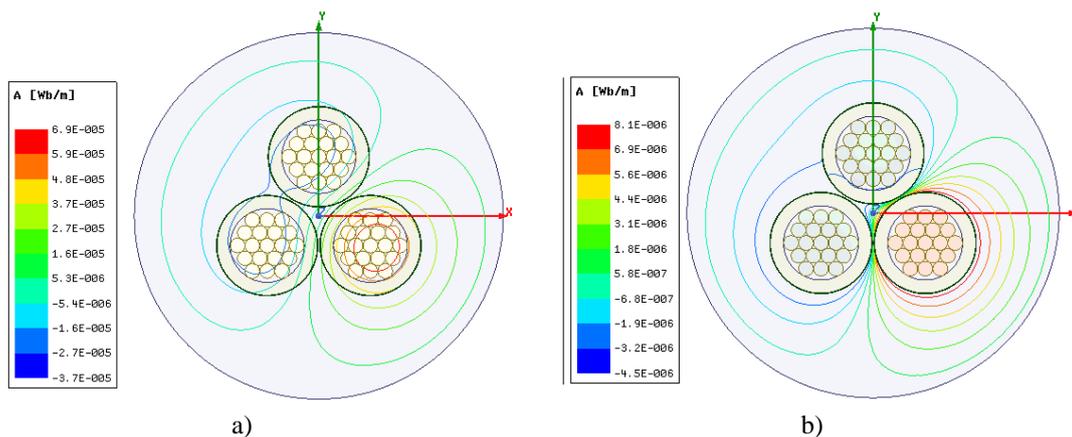


Figura C.7. Distribuição das linhas de fluxo no cabo a) 60 Hz e b) 1 MHz.

As conclusões acerca das figuras anteriores são similares àquelas para as cabeças de bobina do motor, ou seja, em alta frequência as linhas de fluxo são expulsas dos condutores, fazendo com que o campo magnético e a corrente penetrem apenas na superfície externa dos condutores.

Com relação à simulação para cálculo da impedância de circuito aberto, foram considerados os parâmetros apresentados na Tabela C.3. Além disso, nas simulações foi considerado que as blindagens das três fases ficam aterradas enquanto cada fase é energizada separadamente, tal como apresentado na Figura C.8. Para a armadura não foi aplicada nenhuma excitação, ficando ela, portanto, flutuando nas simulações.

Tabela C.3: Parâmetros usados para cálculo da impedância de circuito aberto.

Parâmetro	Valor
Permissividade da Isolação	2,25
Fator de Perdas da Isolação	0,001

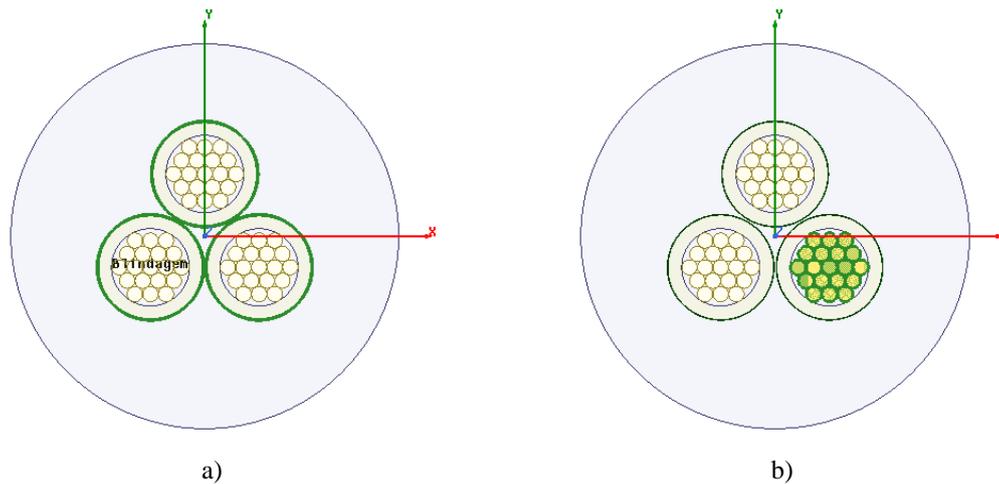


Figura C.8. Simulação no Q2D Extractor do cabo (a) terra; (b) uma das fases.

A Figura C.9 apresenta as distribuições de tensão e de campo elétrico obtidas para uma excitação “cc” e, conforme esperado, a tensão varia do valor aplicado nas fases até 0 V nas blindagens, sendo, portanto, o campo elétrico maior na região da isolação do cabo.

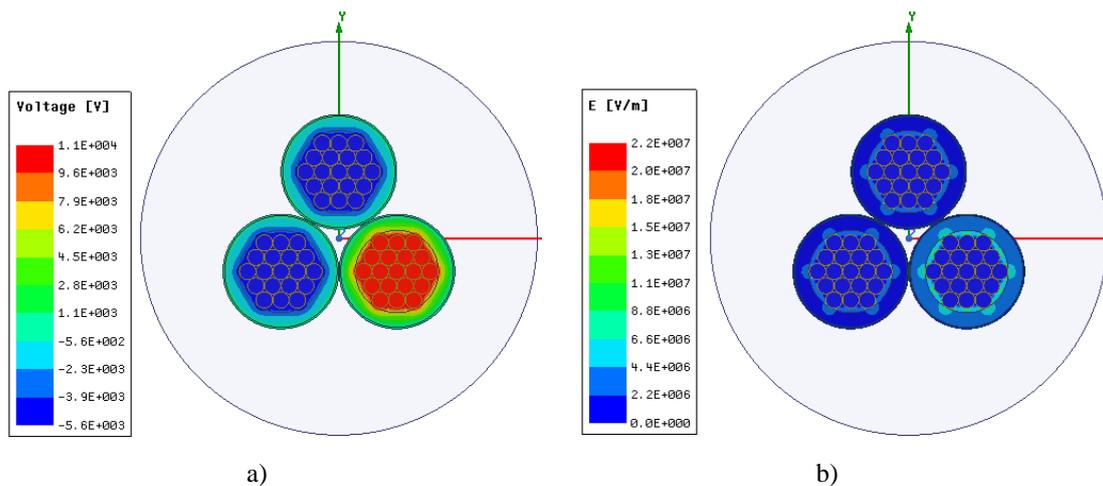


Figura C.9. Distribuições no cabo (a) tensão; (b) campo elétrico.

As curvas dos parâmetros em função da frequência são apresentadas da Figura C.10 à Figura C.13. Os resultados são apresentados para uma das fases e englobam os valores próprios e mútuos.

Com relação à resistência, pode-se notar que a magnitude dos valores próprios e mútuos aumentam com o aumento da frequência. Para a indutância própria, o comportamento inverso é observado, uma vez que a amplitude reduz com o aumento da frequência devido à expulsão das linhas de fluxo magnético para altas frequências. Para as indutâncias mútuas não há alterações significativas ao longo da faixa de frequência simulada.

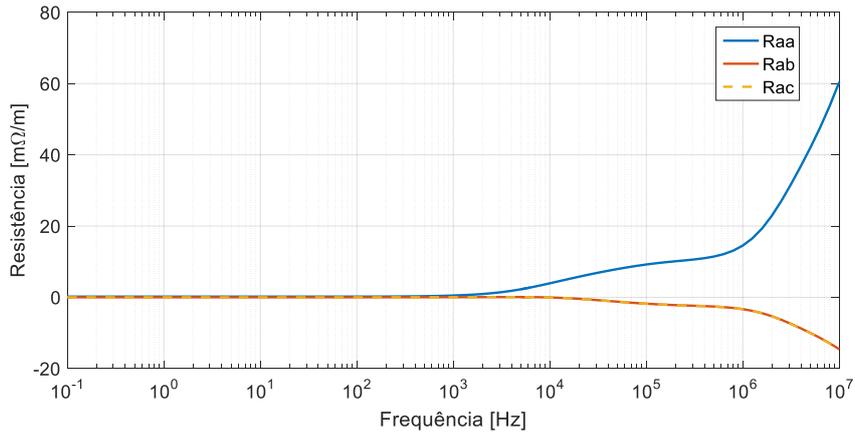


Figura C.10. Resistência do cabo em função da frequência.

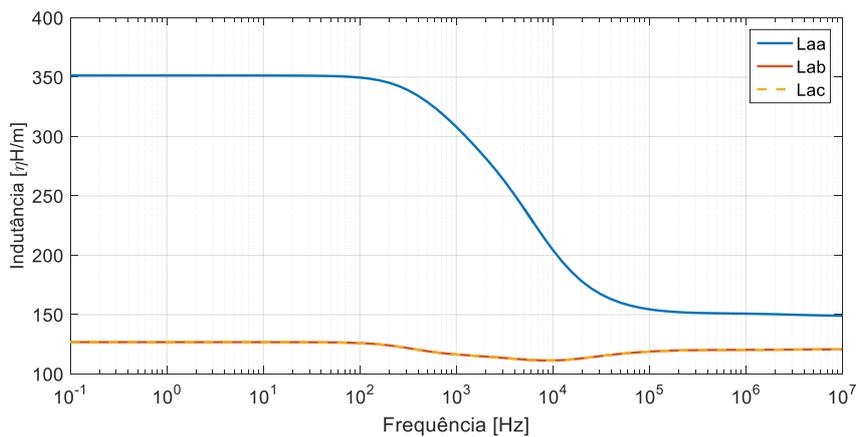


Figura C.11. Indutância do cabo em função da frequência

No que se refere as capacitâncias, nota-se que o valor próprio é aproximadamente constante, tendo uma pequena redução para valores de frequência na ordem de MHz na região em que é observado um valor diferente de zero para a condutância. As capacitâncias e condutâncias mútuas são nulas, uma vez que a blindagem individual de cada fase isola o efeito de uma fase na outra.

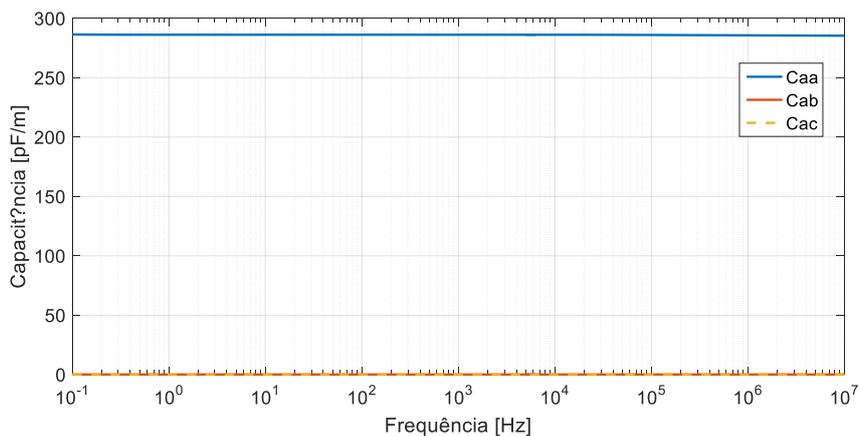


Figura C.12. Capacitância do cabo em função da frequência.

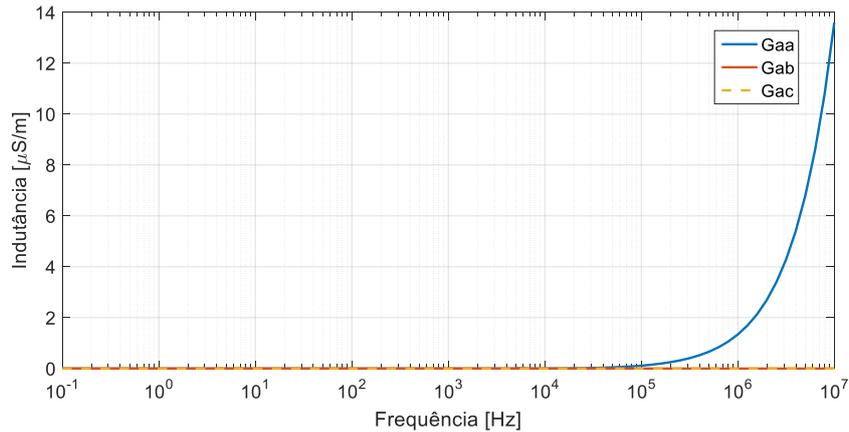


Figura C.13. Condutância do cabo em função da frequência.

De posse da variação das grandezas do cabo com a frequência, é possível obter os parâmetros do circuito equivalente apresentado na Figura C.1. Para obtenção das resistências e indutâncias do modelo série (R_{s1} , R_{s2} , L_{s1} e L_{s2}) a mesma metodologia usada para o anel de curto do rotor e para as cabeças de bobina do estator é usada e, portanto, não será repetida. Para obtenção dos parâmetros relativos à admitância *shunt* a seguinte metodologia é usada.

- R_{p1} : condutância de baixa frequência, ou seja, a condutância para a menor frequência da faixa considerada (0 Hz);
- R_{p2} : diferença entre a condutância de alta frequência (obtida para a maior frequência utilizada, 10 MHz), e a condutância de baixa frequência;
- C_{p1} : capacitância de alta frequência;
- C_{p2} : diferença entre a capacitância de baixa frequência e a capacitância de alta frequência.

Assim, usando a metodologia descrita, as curvas da impedância série e da admitância *shunt* originais (conforme parâmetros calculados via MEF) e ajustadas são apresentadas na Figura C.14 e na Figura C.15. Conforme pode ser visto as formas de onda ajustada e original para ambas as figuras se comportam de maneira similar, sendo a principal diferença encontrada para a curva de ângulo da impedância série. No entanto, tendo em vista que as curvas de amplitude estão muito próximas o modelo é considerado satisfatório.

Adicionalmente, os parâmetros usados no modelo podem ser consultados na Tabela C.4.

Tabela C.4: Parâmetros do modelo do cabo.

L_{s1} [$\mu\text{H}/\text{m}$]	L_{s2} [$\mu\text{H}/\text{m}$]	R_{s1} [$\text{m}\Omega/\text{m}$]	R_{s2} [$\text{m}\Omega/\text{m}$]	R_{p1} [$\text{G}\Omega/\text{m}$]	R_{p2} [$\text{k}\Omega/\text{m}$]	C_{p1} [pF/m]	C_{p2} [pF/m]
0,15	0,20	0,18	60,3	90,9	73,6	285,3	1,06

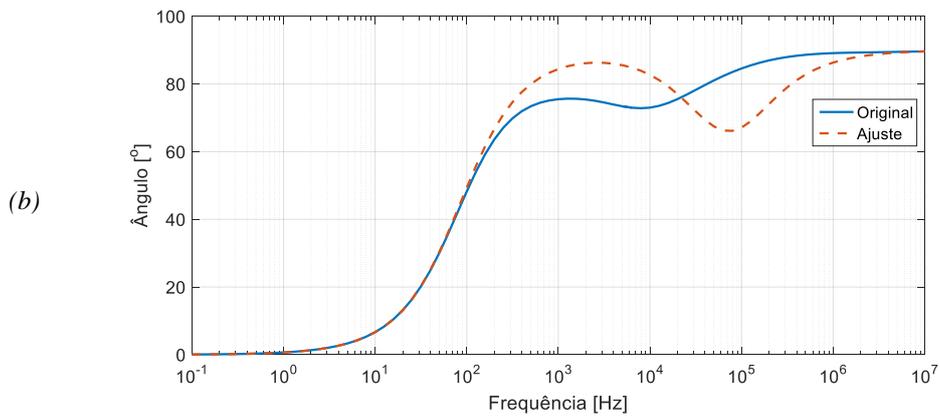
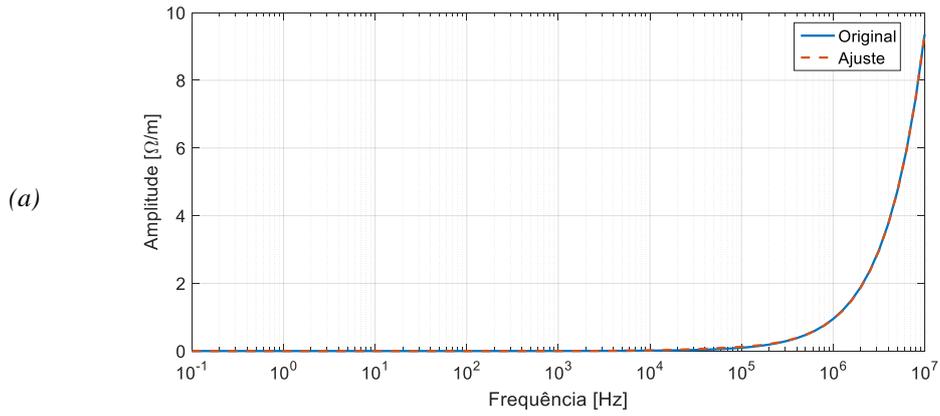


Figura C.14. Impedância série do cabo a) amplitude; b) ângulo.

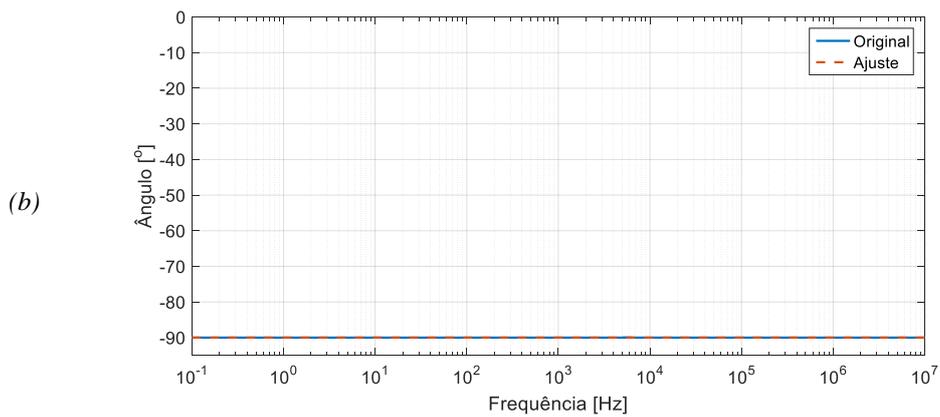
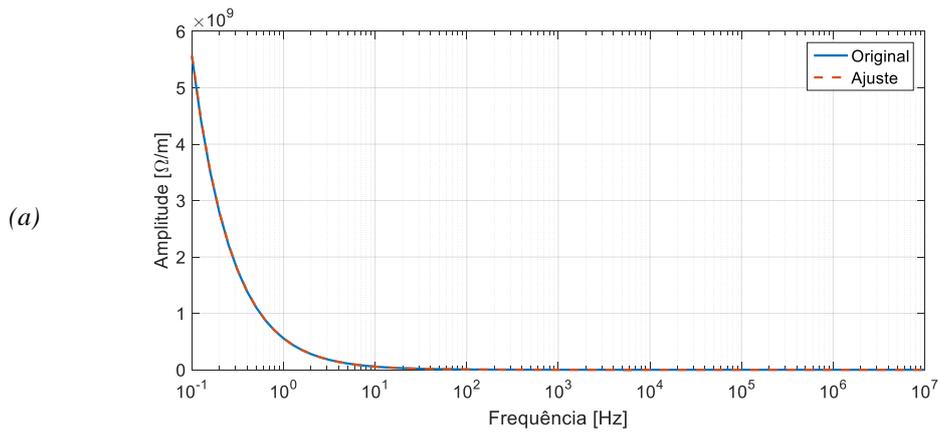


Figura C.15. Admitância shunt do cabo a) amplitude; b) ângulo.

D. Resistências Mútuas

Neste apêndice é apresentada a interpretação das resistências mútuas apresentadas ao longo do texto, considerando a convenção utilizada pelo pacote computacional *Ansys Maxwell* [61].

A resistência mútua ocorre devido ao efeito de proximidade entre condutores, o qual pode ser explicado pela interação entre os campos elétrico e magnético. De maneira simplificada, o efeito de proximidade pode ser entendido considerando que a corrente que percorre um determinado condutor produz um campo magnético ao seu redor e, caso exista um outro condutor próximo, o campo magnético gerado pelo primeiro condutor induz um campo elétrico que provoca a circulação de corrente neste segundo condutor. Do mesmo modo, uma eventual corrente aplicada ao segundo condutor pode induzir a circulação de corrente no primeiro. Assim, esta proximidade dos condutores, afeta a distribuição de corrente devido à interação que existe entre eles.

A fim de melhor entender o conceito de resistência mútua, seja o esquema apresentado na Figura D.1 [116], o qual mostra dois condutores com aplicação de fontes de corrente independentes em cada um deles.

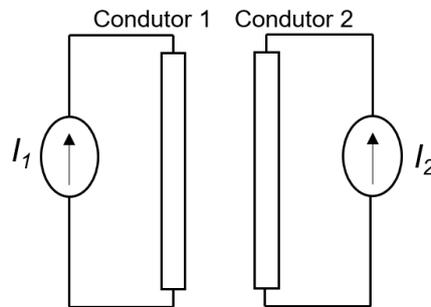


Figura D.1. Condutores excitados por fontes independentes [116].

Quando se aplica a corrente I_1 no condutor 1, mesmo que a corrente aplicada ao condutor 2 seja zero ($I_2 = 0$), o campo magnético gerado pela corrente I_1 induz um campo elétrico que gera circulação de corrente no condutor 2. Logo, neste caso, haverá potência dissipada no conduto 2 mesmo que não haja corrente aplicada diretamente a ele. Vale ressaltar que esta corrente induzida somente é criada quando se tem correntes alternadas e, portanto, não existe efeito de proximidade em correntes “cc” em que não há movimento dos condutores. Assim, quando são aplicadas correntes em ambos os condutores, há perda no condutor 1 devido à corrente I_2 e perda no condutor 2 devido à corrente I_1 e essas perdas estão relacionadas à resistência mútua devido ao efeito de proximidade dos condutores.

De acordo com a convenção utilizada pelo *Ansys Maxwell* [61], a resistência mútua pode ser negativa, em função da configuração dos condutores que afeta a distribuição de campo. Neste caso, a resistência mútua negativa indica que quando há corrente aplicada

nos dois condutores, a potência dissipada é menor que se houvesse a aplicação em somente um dos condutores de cada vez, o que implica dizer que o efeito de proximidade reduz a resistência própria de cada condutor individualmente [116].

Para a bobina estudada neste trabalho, a qual possui 13 espiras, a matriz de resistências pode ser apresentada por:

$$R_{13 \times 13} = \begin{pmatrix} R_{1-1} & R_{1-2} & \dots & R_{1-13} \\ R_{1-1} & R_{2-2} & \dots & R_{2-13} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ R_{13-1} & R_{13-2} & \dots & R_{13-13} \end{pmatrix}$$

Neste caso, os elementos da diagonal principal (R_{i-i}) representam a resistência própria de cada espira, a qual incorpora a componente “cc”, o efeito pelicular, bem como, o efeito de proximidade com todas as outras espiras. Por outro lado, os elementos fora da diagonal principal (R_{i-j}), se referem às resistências mútuas entre as espiras “i” e “j”, devido ao efeito de proximidade entre elas. Por exemplo, se R_{1-13} é negativo, significa que a corrente na espira 1 induz uma corrente na espira 13, a qual reduz a resistência própria da espira 13 [61]. É importante ressaltar que as resistências mútuas podem ser negativas, no entanto, as perdas em cada espira não podem ser negativas.

Conforme mostrado na seção “3.4.2 Impedância Série” alguns elementos foram encontrados como sendo negativos, o que é explicado pelo exposto anteriormente. A fim de verificar possíveis inconsistências na matriz de resistências, foi feito o cálculo dos autovalores da matriz para a frequência mais alta (100 kHz), a qual possui os maiores valores absolutos para as resistências mútuas. Os valores de cada elemento da matriz (em Ω) estão mostrados a seguir no formato de tabela.

Espira	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	0,024	0,016	0,010	0,005	0,002	-0,001	-0,004	-0,006	-0,008	-0,010	-0,012	-0,013	-0,015
2	0,016	0,023	0,015	0,010	0,005	0,002	-0,001	-0,004	-0,006	-0,008	-0,010	-0,012	-0,013
3	0,010	0,015	0,023	0,015	0,010	0,005	0,002	-0,001	-0,004	-0,006	-0,008	-0,010	-0,012
4	0,005	0,010	0,015	0,023	0,016	0,010	0,006	0,002	-0,001	-0,004	-0,006	-0,008	-0,010
5	0,002	0,005	0,010	0,016	0,023	0,016	0,010	0,006	0,002	-0,001	-0,004	-0,006	-0,008
6	-0,001	0,002	0,005	0,010	0,016	0,024	0,016	0,011	0,006	0,002	-0,001	-0,003	-0,006
7	-0,004	-0,001	0,002	0,006	0,010	0,016	0,024	0,017	0,011	0,006	0,003	0,000	-0,003
8	-0,006	-0,004	-0,001	0,002	0,006	0,011	0,017	0,024	0,017	0,011	0,007	0,003	0,000
9	-0,008	-0,006	-0,004	-0,001	0,002	0,006	0,011	0,017	0,025	0,017	0,012	0,007	0,003
10	-0,010	-0,008	-0,006	-0,004	-0,001	0,002	0,006	0,011	0,017	0,025	0,018	0,012	0,008
11	-0,012	-0,010	-0,008	-0,006	-0,004	-0,001	0,003	0,007	0,012	0,018	0,026	0,018	0,013
12	-0,013	-0,012	-0,010	-0,008	-0,006	-0,003	0,000	0,003	0,007	0,012	0,018	0,027	0,019
13	-0,015	-0,013	-0,012	-0,010	-0,008	-0,006	-0,003	0,000	0,003	0,008	0,013	0,019	0,028

Como resultado, foram obtidos apenas autovalores reais e positivos, indicando, portanto, que a matriz de resistência é, de fato, positiva definida, mesmo possuindo elementos mútuos negativos. Os autovalores calculados podem ser vistos a seguir.

$$A_{bobina} = \begin{pmatrix} 0,004 \\ 0,005 \\ 0,005 \\ 0,006 \\ 0,006 \\ 0,008 \\ 0,009 \\ 0,012 \\ 0,014 \\ 0,026 \\ 0,027 \\ 0,081 \\ 0,116 \end{pmatrix}$$

De maneira análoga foram calculados os autovalores da matriz de resistências do modelo do cabo para a frequência mais alta (10 MHz), conforme valores mostrados no formato de tabela a seguir (em mΩ/m). Os autovalores calculados são também todos positivos e reais, o que evidencia que a matriz é positiva definida.

Fase	a	b	c
a	60,5	-14,6	-14,6
b	-14,6	60,5	-14,6
c	-14,6	-14,6	60,4

$$A_{cabo} = \begin{pmatrix} 31,3 \\ 75,0 \\ 75,1 \end{pmatrix}$$