



Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais



Dissertação de Mestrado

Jandir Caetano Ferreira

Estudo da influência do processo de corte por cisalhamento nas propriedades magnéticas e mecânicas das chapas de aço silício GNO N030-16

**Timóteo
Maio de 2024**

Jandir Caetano Ferreira

Estudo da influência do processo de corte por cisalhamento nas propriedades magnéticas e mecânicas das chapas de aço silício GNO N030-16

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais do CEFET-MG, na linha de Pesquisa em Seleção, Processamento e Caracterização, como parte integrante dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Daniel Leandro Rocco

Coorientador: Prof. Dr. Almir Silva Neto

Timóteo

Maio de 2024

Ferreira, Jandir Caetano.
F383e Estudo da influência do processo de corte por cisalhamento nas propriedades magnéticas e mecânicas das chapas de aço silício GNO N030-16 / Jandir Caetano Ferreira. – 2024.
88 f. : il.
Orientador: Daniel Leandro Rocco.
Coorientador: Almir Silva Neto.
Dissertação (mestrado) – Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais, Timóteo, 2024.
Bibliografia.

1. Aço elétrico. 2. Aço elétrico (Propriedades magnéticas). 3. Aço (Tratamento térmico). 4. Resistência ao cisalhamento. 5. Materiais granulados - Permeabilidade 6. Engenharia de Materiais. I. Rocco, Daniel Leandro. II. Silva Neto, Almir. III. Título.

CDU: 620.1-034.14



ATA DE DEFESA DE DISSERTAÇÃO Nº 23 / 2024 - POSMAT (11.52.07)

Nº do Protocolo: 23062.035758/2024-15

Belo Horizonte-MG, 06 de agosto de 2024.

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

***ESTUDO DA INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE CORTE POR CISALHAMENTO NAS
PROPRIEDADES MAGNÉTICAS E MECÂNICAS DAS CHAPAS DE AÇO SILÍCIO GNO
N030-16***

Autor: Jandir Caetano Ferreira

Orientador: Prof. Dr. Daniel Leandro Rocco

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou em 03 de maio de 2024 esta Dissertação:

Prof. Dr. Daniel Leandro Rocco (ORIENTADOR)
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG

Prof. Dr. Almir Silva Neto (COORIENTADOR)
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG

Prof. Dr. Valmir Dias Luiz (EXAMINADOR INTERNO)
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais ? CEFET-MG

Prof. Dr. João Trajano da Silva Neto (EXAMINADOR EXTERNO)
Instituto Federal de Minas Gerais ? IFMG

(Assinado digitalmente em 11/08/2024 15:06)
ALMIR SILVA NETO
PROFESSOR ENS BASICO TECN TECNOLOGICO
DMQTM (11.63.04)
Matrícula: 1036181

(Assinado digitalmente em 09/08/2024 09:07)
DANIEL LEANDRO ROCCO
PROFESSOR DO MAGISTERIO SUPERIOR
DFGTM (11.63.03)
Matrícula: 2647959

(Assinado digitalmente em 09/08/2024 09:08)
VALMIR DIAS LUIZ
PROFESSOR ENS BASICO TECN TECNOLOGICO
DMQTM (11.63.04)
Matrícula: 1809797

(Assinado digitalmente em 09/08/2024 10:07)
JOÃO TRAJANO DA SILVA NETO
ASSINANTE EXTERNO
CPF: ###.###.346-##

Visualize o documento original em <https://sig.cefetmg.br/public/documentos/index.jsp>
informando seu número: **23**, ano: **2024**, tipo: **ATA DE DEFESA DE DISSERTAÇÃO**, data de
emissão: **06/08/2024** e o código de verificação: **bdb2b40d82**

*“Ó Deus, cria em mim um coração puro e
renova em mim um espírito inabalável.”*

Salmos 51:10

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Jesus Cristo que conduz minhas decisões. Agradeço aos meus pais, Vital Nazário Gomes e Izabel Ferreira Alves por ter me dispensado dos trabalhos árduos da terra e investido em minha educação em uma época em que iniciativas como esta não eram comuns no meio em que vivíamos.

Ao professor Daniel Leandro Rocco, por ter me recebido como seu aluno, e ter me aberto as portas desta chance de estudar mais sobre este tema.

A meu genro Jander Nícolas, colega de curso e companheiro de estudos meus agradecimentos. E, de forma especialíssima a minha mulher, Elizabete Araújo Pina Ferreira que renunciou a muitos dias de convívio fagueiro para trabalhar comigo revisando meus textos, orando, animando e sustentando nosso cotidiano.

A minhas filhas, Mariangela Pina Ferreira de Almeida e Natalia Pina Ferreira Lourenço e a meu outro genro, Silas Lourenço, tenho gratidão pelo descanso que é ter vocês em minha família.

Ao meu colega amigo e companheiro, o professor do IFMG campus de Ipatinga Dr. João Trajano da Silva Neto, e ao Engº Dr. Gabriel Alves Mendonça, provedor de suporte técnico e de engenharia apurada: o suporte de vocês foi decisivo nesta iniciativa. Ao Mestre Lucas Carlos Soares de Matos, nosso colega do mestrado, minha gratidão pelo empenho valioso de revisão deste trabalho.

Agradeço ao CEFET-MG pela oportunidade única de investigação deste tema oportuno e relevante que é a possibilidade redução das perdas de energia gerada e, neste caso em uma fase que abrange todas as máquinas elétricas que são construídas com chapas de aço cortadas por meios mecânicos.

RESUMO

Os aços elétricos de grão não orientado (GNO) são parte importante do núcleo de motores dos veículos elétricos ou híbridos, sendo esses, integrantes de um mercado que cresce exponencialmente e movimenta milhões de dólares por ano. Para aplicações em motores, esse aço é submetido a um processo de corte que pode ser feito por cisalhamento em guilhotina ou estampagem, que promove alterações estruturais na chapa provocadas pelo corte mecânico. O ajuste inadequado da folga de corte entre as lâminas da guilhotina ou entre matriz e estampo aumenta a área afetada pelo corte e as perdas magnéticas do aço, reduz a eficiência eletromagnética e aumenta os custos associados à aplicação. A fim de estudar a influência da folga de corte e da quantidade de cortes sobre as perdas magnéticas, amostras com 30 mm de largura de um aço GNO foram recortadas em duas e em quatro partes, gerando tiras com larguras de 15 mm e 7,5 mm, respectivamente. Uma guilhotina foi utilizada para este trabalho e as folgas de 0,01 mm e 0,03 mm foram ajustadas. As regiões de corte das lâminas foram analisadas por microscopia eletrônica de varredura (MEV), difração de elétrons retroespalhados (EBSD) e microdureza, e tiveram suas propriedades magnéticas avaliadas. O MEV mostrou que o corte produz uma deformação plástica na região próxima à borda que se estende até 118 μm para o interior do material, quando a folga é maior. Os resultados das análises magnéticas indicaram que as perdas magnéticas totais foram maiores em todos os cenários de indução e frequência quando se empregou a folga de 0,03 mm em comparação a de 0,01 mm. Quando comparada a evolução das perdas em relação ao número de cortes, a 1 T e 400 Hz, foi verificado que a lâmina segmentada em quatro partes de 7,5 mm apresentou 45% mais perdas que a lâmina não segmentada (30 mm), enquanto para a mesma polarização e a 60 Hz, houve 39% de diferença. Sendo assim, frequências mais altas, mais segmentações da lâmina e folgas de corte maiores produziram maiores perdas. Parâmetros como coercividade (H_c), remanência (J_r) e permeabilidade relativa (μ_r) também foram consideravelmente afetados negativamente. Mediante análise das componentes das perdas, foi observado que a perda por histerese foi significativamente mais afetada que a parasita e em excesso, portanto, o presente trabalho mostra o papel fundamental das deformações plásticas sobre as propriedades magnéticas do material, indicando que o corte provoca mudanças na estrutura cristalina da chapa, e compromete o acoplamento magnético entre os átomos magneticamente ativos daquela região, o que reduz o desempenho dos aços elétricos.

Palavras-chave: Aços elétricos de grão não-orientado; perdas magnéticas; condições de corte; tratamento térmico.

STUDY OF THE INFLUENCE OF THE SHEAR CUTTING PROCESS ON THE MAGNETIC AND MECHANICAL PROPERTIES OF N030-16 SILICON STEEL SHEETS

ABSTRACT

Non-oriented grain electrical steels (NO) are important parts of the core of electric or hybrid vehicle engines and are part of a market that is growing exponentially and generates millions of dollars per year. For engine applications, this steel is subjected to a cutting process that can be done by guillotine shearing or stamping, promoting structural changes in the sheet metal caused by mechanical cutting. Inadequate adjustment of the cutting clearance between the guillotine blades or the die and the stamp increase the area affected by the cut and the magnetic losses of the steel, reduces its electromagnetic efficiency and increases the costs associated with its application. In order to study the influence of the cutting clearance and the number of cuts on the magnetic losses, 30 mm wide samples of NO steel were cut into 2 and 4 parts, generating strips with widths of 15 mm and 7.5 mm, respectively. A guillotine was used for this work and clearances of 0.01 mm and 0.03 mm were adjusted. The cutting regions of the blades were analyzed by scanning electron microscopy (SEM), electron backscattered diffraction (EBSD) and microhardness, and their magnetic properties were evaluated. The SEM showed that the cutting produces a plastic deformation in the region close to the edge that extends up to 118 μm into the material, when the gap is larger. The results of the magnetic analyses indicated that the total magnetic losses were higher in all induction and frequency scenarios when the gap of 0.03 mm was used compared to that of 0.01 mm. When comparing the evolution of losses in relation to the number of cuts, at 1 T and 400 Hz, it was found that the blade segmented into 4 parts of 7.5 mm presented 45% more losses than the non-segmented blade (30 mm), while for the same polarization and at 60 Hz, there was a 39% difference. Therefore, higher frequencies, more blade segmentations and larger cutting clearances produced higher losses. Parameters such as coercivity (H_c), remanence (J_r) and relative permeability (μ_r) were also considerably negatively affected. Through analysis of the components of the losses, it was observed that the hysteresis loss was significantly more affected than the parasitic loss and in excess. Therefore, the present work shows the fundamental role of plastic deformations on the magnetic properties of the material, indicating that cutting causes changes in the crystalline structure of the sheet, and compromises the magnetic coupling between the magnetically active atoms in that region, which reduces the performance of this steels.

Keywords: Non-oriented grain electrical steels; magnetic losses; cutting; heat treatment.

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Propriedades mecânicas e elétricas do aço GNO 3,3% Si na “Direção de Laminação” (DL).	24
Tabela 2 - Composição química mássica do aço estudado	42
Tabela 3 - Classificação das amostras quanto a folga de corte a largura final.	44
Tabela 4 - Informações dos materiais inseridas ao <i>Brockhaus</i>	48
Tabela 5 - Parâmetros informados no Brockhaus para obtenção das perdas magnéticas.....	48
Tabela 6 - Valores obtidos no cálculo de C_p	49
Tabela 7 - Perda total para o aço na folga de 0,01 mm na polarização de 1,5 T.	61
Tabela 8 - Perda total para o aço na folga de 0,03 mm na polarização de 1,5 T.	62
Tabela 9 - Perda total para o aço na folga de 0,01 mm na polarização de 1 T.	62
Tabela 10 - Perda total para o aço na folga de 0,03 mm na polarização de 1 T.	63
Tabela 11 - Valores de C_p corrigidos pelo <i>skin-effect</i> para frequência de 200 Hz, lâmina de 30 mm de largura, cortada na folga de 0,01 mm.	68
Tabela 12 - Valores obtidos de C_h e C_e no ajuste – lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm.	69
Tabela 13 - Valores obtidos de C_h e C_e no ajuste – lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm.	70
Tabela 14 - Valores obtidos de C_h e C_e no ajuste – lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm.	71
Tabela 15 - Valores obtidos de C_h e C_e no ajuste – lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm.	72
Tabela 16 - Valores de P_h , P_p e P_e a 50 Hz – lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm..	73
Tabela 17 - Valores de P_h , P_p e P_e a 50 Hz – lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm..	75
Tabela 18 - Valores de P_h , P_p e P_e a 50 Hz – lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm.	76

Tabela 19 - Valores de P_h , P_p e P_e a 50 Hz – lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm. 78

Tabela 20 - Valores de pico de μ_r nas diversas condições de corte.....80

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Evolução na redução das perdas magnéticas nos aços elétricos ao longo dos anos.....	23
Figura 2 - Gerador de hidroelétrica.	24
Figura 3 – Efeito das rotas de processamento no tamanho de grão.	26
Figura 4 – (a) Comportamento de estruturas de domínio magnético ao longo da curva de magnetização; (b), a densidade de fluxo magnético em função da força do campo magnético para um material ferromagnético.....	27
Figura 5 – Relação entre tamanho de rebarba e número de cortes em estampo.	29
Figura 6 – Em (a) formação de degrau em uma superfície de um cristal em discordância de aresta (1) e em (2) uma discordância espiral. Em (b), o movimento de uma discordância, que ao encontrar um contorno de grão como barreira, os planos de mudam de direção.....	30
Figura 7 - Grãos alterados de um metal depois de uma deformação plástica. (a) Antes da deformação os grãos são equiaxiais. (b) A deformação produziu grãos alongados.	31
Figura 8 - Esboço de <i>slitter</i> , para corte de chapas em disco ou em bordas.....	34
Figura 9 - Indução x campo aplicado para as respectivas folgas usadas	34
Figura 10 - Perdas por tipo de corte em 50 Hz e 1000 Hz	35
Figura 11 – Em (a) esquema de um punção para corte e matriz; e (b) dependendo da espessura do material a ser cortado.	36
Figura 12 - Comportamento das perdas magnéticas em relação ao percentual de deformação do material.....	37
Figura 13 - Principais zonas da superfície de corte de uma lâmina de aço.	38
Figura 14 - Esquema do recorte das amostras realizadas pelo autor em seu estudo.	39
Figura 15 - Comparativo dos valores de perdas por polarização para o corte das lâminas com diferentes dimensões e tipos de corte.	40

Figura 16 - Esquema do corte das lâminas.....	41
Figura 17 – Na esquerda, calibrador Hasberg em fita de 0-01mm. À direita, calibrador Starrett em fita de 0,03mm.	42
Figura 18 - Tesoura industrial com marca e modelo, dedicada ao corte de amostras no centro de pesquisas da Aperam.	43
Figura 19 - Esquema representativo dos cortes realizados nas amostras.	44
Figura 20 – Em (a) embutidora, (b) Amostras embutidas e lixadas.....	45
Figura 21 - (a) Durômetro THB710, (b) microscópio BEL MPL 2	46
Figura 22 - Amostras para análise de EBS (è esquerda), e medição de tamanho de grão (à direita).	47
Figura 23 - Micrografia óptica do aço GNO 3,3% Si. Ampliação de 4 X.....	51
Figura 24 - Histograma de distribuição dos tamanhos de grão.	52
Figura 25 - Comportamento da dureza para as respectivas folgas de 0,01 mm e 0,03 mm	53
Figura 26 - Imagens das regiões de ponta para folgas de guilhotina de 0,01 mm (acima) e 0,03 mm (abaixo), obtidas via MEV.	54
Figura 27 - Imagem da região próxima à borda de corte obtida por EBSD.....	55
Figura 28 - Curvas de histerese a 1,5 T e 60 Hz para diferentes folgas e condições de corte.	56
Figura 29 - Curvas de histerese a 1,5 T e 60 Hz para lâminas de 30 mm (acima),...	57
Figura 30 - Curvas de histerese a 1 T e 400 Hz para diferentes folgas e condições de corte.	58
Figura 31 - Curvas de histerese com indicação de H_c e J_r	59
Figura 32 - Comportamento de H_c (à esquerda) e J_r (à direita) em relação à quantidade de lâminas para folgas de 0,01 mm (em azul) e 0,03 mm (vermelho).	60

Figura 33 - Gráfico da perda total em relação as frequências com as condições de folga de corte e segmentação da lâmina a 1,5 T (10-100 Hz).....	64
Figura 34 - Gráfico da perda total em relação as frequências com as condições de folga de corte e segmentação da lâmina a 1 T (10-400 Hz).....	65
Figura 35 - Comportamento das perdas totais em relação a quantidade de lâminas a 1 T e 60 Hz.	66
Figura 36 - Comportamento das perdas totais em relação a quantidade de lâminas a 1 T e 300 Hz.	66
Figura 37 - Comportamento das perdas totais em relação a frequência para a polarização de 1 T.	67
Figura 38 - Imagem dos ajustes matemáticos para a lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm.	69
Figura 39 - Imagem dos ajustes matemáticos para a lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm.	70
Figura 40 - Imagem dos ajustes matemáticos para a lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm.	71
Figura 41 - Imagem dos ajustes matemáticos para a lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm.	72
Figura 42 - Gráficos de P_h , P_p e P_e <i>versus</i> frequência para lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm.	74
Figura 43 - Gráficos de P_h , P_p e P_e <i>versus</i> frequência para lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm.	75
Figura 44 - Gráficos de P_h , P_p e P_e <i>versus</i> frequência para lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm.	77
Figura 45 - Gráficos de P_h , P_p e P_e <i>versus</i> frequência para lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm.	78
Figura 46 - Gráfico de permeabilidade relativa <i>versus</i> polarização para diversas frequências nas condições de corte analisadas.	79

LISTA DE ABREVIATURAS

- ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas
- ASTM American Society for Testing and Materials
- C Carbono
- CV Cavalos vapor
- DR Direct Rollin
- EBSD Electron BackScatter Diffraction
- F Força aplicada
- GNO Aços ao silício de grão não orientado
- GO Aços ao silício de grão orientado
- IPVA Imposto sobre a Propriedade de Veículos Automotores
- Kgf Quilograma-força
- kN Kilonewton
- MEV Microscopia eletrônica de varredura
- mm/min Milímetros por minuto
- MPa Mega Pascal
- N Newton
- P_{exc} DL Perdas excedentes na direção de laminação
- P_{exc} DT Perdas excedentes no sentido transversal ao de laminação
- P_h DL Perdas histeréticas no sentido ao de laminação
- P_h DT Perdas histeréticas no sentido transversal ao de laminação
- SI Sistema Internacional
- Ton Toneladas
- TR Transversal Rolling
- W/Kg Watt por quilograma

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	16
2 OBJETIVOS.....	19
2.1 Objetivo Geral.....	19
2.2 Objetivos Específicos.....	19
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	20
3.1 Evolução histórica e desafios da eletrificação de carros.....	20
3.2 Aços Elétricos de Grão Não Orientado	22
3.2.1. Tamanho de grão.....	25
3.3 Tipos de perdas magnéticas.....	26
3.3.1. Histerese.....	26
3.3.2. Perda Parasita e Perda em Excesso	28
3.4 Tensões residuais.....	28
3.4.1. As discordâncias.....	29
3.5 Tipos de corte utilizados na preparação de chapas de aços elétricos: Corte por cisalhamento	32
4 MATERIAIS E MÉTODOS	42
4.1 Material e preparação das amostras	42
4.2 Técnicas de caracterização	45
4.2.1. Medição de dureza	45
4.2.2. Análise do tamanho dos grãos.....	46
4.2.3. Análise da borda de corte	47
4.2.4. Medição das perdas magnéticas	48
4.2.5. Ajuste matemático para separação das perdas	49
4.2.6. Permeabilidade relativa	50
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO	51
5.1 Análise de dureza e tamanho dos grãos.....	51
5.2 Análise da região da borda de corte	53
5.3 Análise das propriedades magnéticas	56
5.3.1. Curvas de Histerese e Perdas totais.....	56
5.3.1.1. Análise das curvas de histerese.....	56

5.3.1.2.	Análise das perdas totais	61
5.3.1.3.	Resultados do ajuste matemático para encontrar C_h e C_e	68
5.3.2.	Perdas separadas: P_h , P_p e P_e	73
5.3.2.1.	P_h , P_p e P_e para lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm	73
5.3.2.2.	P_h , P_p e P_e para lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm	75
5.3.2.3.	P_h , P_p e P_e para lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm	76
5.3.2.4.	P_h , P_p e P_e para lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm	77
5.3.3.	Permeabilidade relativa	79
6	CONCLUSÕES.....	81
	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	82
	REFERÊNCIAS.....	83

1 INTRODUÇÃO

Os aços em geral são fabricados para atender a aplicações bem definidas, isto ocorre também com os aços elétricos que são especialmente produzidos para alcançar nichos distintos do mercado de máquinas elétricas. Para as máquinas elétricas rotativas, o aço silício de grão não orientado (GNO) é uma família deste produto que são usados para este fim e alguns destes aços é ainda mais dedicado, que é o caso de motores para os veículos elétricos ou mesmo os carros híbridos.

Toda esta arquitetura industrial depende não só dos fabricantes dos veículos elétricos em si, mas também de fornecedores de matérias primas para construção dos motores e das baterias que também vêm buscando participar deste desenvolvimento (OLIVEIRA, 2023).

Um dos setores diretamente envolvido no tema, é o dos fabricantes dos motores elétricos para estes carros, que por sua vez consomem os aços elétricos. Estes aços são produtos dedicados a este fim, e que também vem se desenvolvendo paralelamente, culminando hoje com os aços de alta frequência (OUYANG *et al.*, 2019), como são conhecidos. Estes aços podem ser vendidos pelas siderúrgicas na forma de totalmente processados (APERAM, 2012), que são aqueles que saem das empresas prontos para estampagem, mas, existem ainda aqueles que são adquiridos das siderúrgicas na condição de semiprocessados (APERAM, 2012). Neste caso, algumas empresas preferem fazer o tratamento térmico final em suas instalações para obtenção de propriedades elétricas desejadas, como tamanhos de grão maiores e realizarem o alívio de tensões residuais oriundas do processo de fabricação.

O volume total dos aços produzidos nas siderúrgicas brasileiras é utilizado para fabricação de parte de máquinas elétricas em função de suas excelentes propriedades magnéticas. Segundo o Instituto Aço Brasil (2023), o Brasil produziu em 2023, 172,1 mil toneladas de bobinas de aços elétricos, e tem consumo aparente de 240,7 mil deste aço toneladas de bobinas de chapas finas. Devido às suas importantes propriedades magnéticas este material têm um papel muito importante na matriz energética do país e do planeta.

A aplicação dos aços GNO em altas frequências atende também o mercado de mobilidade elétrica de forma mais ampla em outros veículos como ônibus, caminhões e motos, geração de energia de fontes alternativas como a eólica, e a biocombustível (LIMA, DA SILVA e ALBUQUERQUE NETO, 2019). Ainda,

considerando os limites apertados de emissão gases poluentes estabelecidos na Europa, Estados Unidos e Ásia, é esperado um crescimento deste mercado também no Brasil, como o “Plano Nacional de Descarbonização” (2018-2030) (PRESIDÊNCIA DO CONSELHO DE MINISTROS, 2020) estabelece limites ambiciosos para eletrificação no transporte público e individual até 2050, e hoje já existem alguns estados brasileiros garantido a redução de impostos como o Imposto sobre a Propriedade de Veículos Automotores (IPVA) para os proprietários de carros elétricos, como estímulo ao uso destes. Um outro exemplo é a Alemanha, que deseja banir a produção de carros com motor a combustão interna a partir de 2030.

Mesmo havendo muitas pesquisas em andamento no sentido de se produzir aços com propriedades específicas para esta aplicação, nos motores veiculares prevalecem o corte das chapas por puncionamento, que tem sido o preferido pelos fabricantes dos motores em da função da melhor qualidade da superfície cortada e de sua produtividade, quando comparado com outros processos industriais que já estão equipados para o fornecimento devido a sua praticidade e adequação ao volume de produção. Diversos autores têm se dedicado ao aprofundamento da caracterização das tensões geradas na região do corte em função das deformações plásticas que ocorrem nesta área, até mesmo porque a estampagem e o corte por *slitter* são processos que tem aplicação diversificada para outros fins na indústria metalmeccânica (Ł. BOHDAL., 2020).

A tecnologia utilizada para corte das chapas na fabricação dos rotores e estatores é em geral por puncionamento (XAVIER, 2008). O corte das chapas provoca certo encruamento e deformação plástica, e é esperada a redução da permeabilidade magnética relativa μ_r e aumento das perdas magnéticas na região cortada das chapas. Considerando que os motores elétricos consomem 68% de toda energia elétrica nas fábricas, (ALVES, SILVEIRA e CUNHA, 2020), o corte inadequado das lâminas impacta diretamente nas perdas magnéticas do material e consequentemente, no desperdício de energia. Assim, reduzir as perdas magnéticas está ligado à pesquisa na área da metalurgia e da mecânica. No ramo da mecânica, tem contribuição relevante porque o corte além de deformar plasticamente o material, gera rebarbas devidas às folgas necessárias entre as lâminas fixa e móvel da tesoura ou entre o punção e a matriz no caso do puncionamento das chapas (MEURER, 2005).

Portanto, este trabalho visa estudar a influência do processo de corte das chapas por cisalhamento em guilhotina nas perdas magnéticas de aços elétricos, e estabelecer discussões e comparações com a literatura (EMURA et al., 2003; M. EMURA, F.J.G. LANDGRAF, W. ROSSI, 2000; NUNES et al., 2021; PALTANEA et al., 2017, 2019a; SANTOS, 2005). Dessa forma, será abordado o efeito deste processo de corte e seu impacto nas perdas por histerese em função das deformações plásticas induzida nas respectivas amostras.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo Geral

Investigar as perdas magnéticas em aços elétricos de grão não-orientado, correlacionando o perímetro cortado e as deformações produzidas pela ferramenta nas amostras quando se variam as folgas de corte e o perímetro deformado na extensão que teve sua estrutura afetada pelo processo de cisalhamento.

2.2 Objetivos Específicos

- Investigar a distribuição e os tamanhos de grão pelo método das interseções (método de Heyn) no material estudado;
- Avaliar a região cortada por meio das técnicas de análise de microscopia eletrônica de varredura (MEV) e *Electron backscatter diffraction* (EBSD), buscando identificar a extensão dos danos estruturais permanentes nesta região,
- Investigar como as deformações causadas pela folga afetam as perdas magnéticas por histerese (P_h) e as demais componentes, parasita (P_p) e em excesso (P_e);
- Analisar o efeito dos parâmetros de corte, folgas de 0,01 mm e 0,03 mm e perímetro cortado sobre a permeabilidade relativa (μ_r);
- Investigar como a dureza do material variou progressivamente a partir da região afetada pelo corte em direção à estrutura não deformada.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Evolução histórica e desafios da eletrificação de carros

Historicamente, houveram diversas tentativas de se fabricar os carros elétricos. Desde o início, muitas tecnologias foram se desenvolvendo e uma delas foi a solução proposta por Ferdinand Porsche com seu carro híbrido que também possuía a frenagem regenerativa, um processo desenvolvido que carrega as baterias durante as frenagens do veículo e que foi mostrado na exposição de Paris em 1900. Mas por problemas de custo esta solução ficou adormecida até a década de 1970 (WAKEFIELD, 1998).

Os debates continuavam e foram ganhando importância, pois os benefícios para o meio ambiente já eram visíveis. Inicialmente esta questão era vista como sendo um problema possível de ser tratada localmente, como uma causa menor. Já em 1966, a *British Ford Motor Company*, construiu um pequeno carro elétrico urbano que era fácil de estacionar e de se dirigir, poluía pouco, e tinha baixo custo (WESTBROOK, 2001).

Na década de 1970, as discussões sobre o tema meio ambiente começaram a entremear políticas relacionadas à escassez de energia, e o Clube de Roma publicou em seu livro "*The Limits to Growth*", destacando as limitações da exploração de recursos naturais provenientes de combustíveis fósseis. Esses combustíveis, além de serem finitos, contaminam o meio ambiente com a liberação de CO₂ na atmosfera, e ele pode se tornar escasso por algum tempo, como ocorreu em 1973, quando os Países Árabes, grandes produtores de petróleo, limitaram a disponibilidade deste produto por decisão política.

A necessidade de desenvolvimento de novas tecnologias alternativas que explorassem energias renováveis foram ganhando corpo, e as pesquisas caminharam com forte apelo neste sentido, nascendo daí a energia eólica, solar, dentre outras. Inclusive, os carros elétricos ainda continuavam com limitações e o mesmo desinteresse (MEADOWS et al. 1972; CALLON, 1999).

No início dos anos 1980, os carros elétricos entrariam em foco novamente (ULVÖNÄS, 1983; MADER E BEVILACQUA, 1989; WAKEFIELD, 1998), e no final da década de 1990 a Califórnia começou a regulamentar parâmetros de emissão zero, o que desencadeou novas iniciativas de desenvolvimento de veículos elétricos e/ou híbridos, o que levou a Toyota, por exemplo, a apresentar o Prius em 1997,

chegando ao mercado americano no ano 2000, onde se tornou sucesso, carro este que ainda é de interesse nos dias de hoje. Mas a idéia dos carros elétricos continuou, e esta transição é hoje chamada de mobilidade elétrica (WOLFFENBUTELL, 2022) e já é realidade em países como Noruega, com suas frotas de (86%), Suécia (43%), e Holanda (30%).

Em 2021 foram vendidos 3,3 milhões de carros elétricos, sendo que a China representou a maior fatia desta frota, com metade destes veículos, seguida pelos Estados Unidos, o que torna estes dois países o maior mercado de carros elétricos do mundo atualmente (INTERNACIONAL ENERGY AGENCY, 2022).

O Brasil, mesmo tendo tradição na produção automobilística e também na produção de aço, tem desempenho tímido neste setor, sendo que, em 2021, apenas 1,7% de seus veículos vendidos foram elétricos ou híbridos, o que é segundo André Barros (BARROS, 2023), apenas um nicho de mercado, afirmando que havia uma previsão para 2023 de vendas de setenta mil unidades destes veículos, ressaltando que esse é um volume 40,3% maior que em 2022. Segundo a ANFAVEA, a projeção de venda para o ano de 2023 foi de dois milhões e quatrocentos mil veículos comerciais leves, o que representa uma participação percentual dos veículos elétricos de 3,5%, ou 1 ponto percentual maior que em 2022. Outra questão importante, é que dos automóveis com este enfoque, apenas o Toyota Corolla Cross é vendido e fabricado no Brasil, tornando este mercado ainda mais incipiente, considerando as possibilidades de crescimento com o envolvimento dos demais fabricantes de veículos elétricos de pequeno porte em território nacional.

Diversas iniciativas e programas governamentais, como a Lei 16802/2018 (SÃO PAULO, 2018), que impõe a obrigação de redução das emissões de CO₂ em 50% até 2028, e em 100% até 2036 para o transporte público na cidade de São Paulo, acarreta também possibilidade de desenvolvimento de novos mercados de veículos elétricos que apontam, não só para os carros de pequeno porte, como também para o transporte público.

Já a Lei nº 14.933/2009 (SÃO PAULO, 2009), dispõe que os lotes de veículos substitutos de cada operadora devem ser compostos, obrigatoriamente, por unidades novas, dotadas de propulsores de menor impacto poluidor do que os veículos convencionais substituídos, de modo a garantir reduções na emissão de poluentes.

Num prazo de, no máximo dez anos, a partir do início de vigência desta lei, seria necessária uma redução mínima de 50%, e num prazo máximo de 20 (vinte) anos, uma redução de 100%, das emissões totais de CO₂ de origem fóssil, relativamente às emissões totais das frotas, no ano de 2016, para os veículos de cada um dos respectivos sistemas.

De acordo com Junior (2010), um dos desafios da mobilidade elétrica é aumentar a autonomia dos veículos, que pode ser feita melhorando as baterias, mas, também é preciso melhorar o consumo energético dos motores fabricados para este fim. Uma das características desejáveis é que tenham maior densidade de potência, que sejam mais leves para uma potência específica. Solucionar estas duas demandas, velocidade variável e maior densidade de potência, exige o aumento da frequência de excitação eletromagnética.

Esta tecnologia requer um novo tipo de aço, que irá dissipar menos energia quando excitado em frequência acima de 400 Hz, fabricado de forma diferente do processo industrial ora praticado para os aços elétricos GNO. O que se busca é tornar a perda magnética menos sensível ao aumento da frequência como é observado nos aços comerciais produzidos atualmente. Os aços produzidos atualmente foram ajustados para operarem com bom desempenho em frequência de 60 Hz, sendo que para frequências maiores que esta, os mesmos aços não são adequados (ARAKAKI, 2020).

Os aços de grão não orientado (GNO) semiprocessados são fabricados para uso em motores elétricos de corrente alternada, corrente esta que circula no plano da chapa com direções variando com o giro da máquina (BOTELHO, 2012). Estes motores, a cada inversão de orientação do fluxo magnético provoca geração de calor e conseqüentemente perda magnética do aço usado no seu núcleo, causado por embaralhamento em sua microestrutura e pela geometria das lâminas cortadas e empacotadas no respectivo núcleo (JÚNIOR, 2014).

3.2 Aços Elétricos de Grão Não Orientado

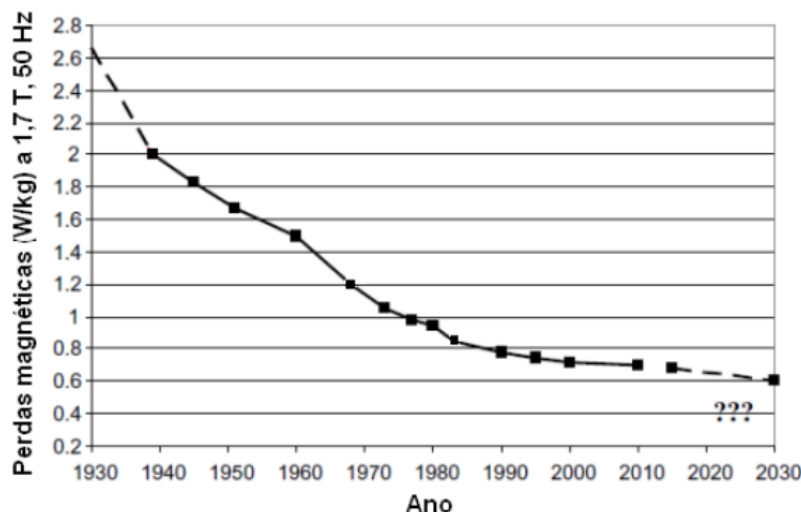
Em geral, os aços, são conhecidos por suas propriedades mecânicas, tais como resistência a tração, compressão, resistência ao calor, resistência ao desgaste, dentre outras, entretanto no caso dos aços elétricos não são mais importantes. Estes materiais, são amplamente conhecidos por suas propriedades elétricas e magnéticas, e ainda se busca intensamente saber mais sobre seus

processos de fabricação nas siderúrgicas e as instalações industriais manufatureiras de máquinas e dispositivos elétricos, principalmente os motores, seja de uso industrial ou eletromotivo, sendo este último, o foco de interesse neste estudo.

As crescentes demandas globais por equipamentos eficientes de geração e distribuição de energia elétrica são fortes impulsionadores para o desenvolvimento de aços com menores perdas magnéticas e maior permeabilidade (MOSES, 2012). As perdas magnéticas nos núcleos de aço elétrico representam de 5 a 10% de toda a energia elétrica gerada nos países desenvolvidos, apesar das melhorias contínuas ao longo de muitas décadas, como mostra a Figura 1.

É interessante notar que as melhorias ocasionais mais rápidas mostradas na figura se devem à introdução de novos processos e processamento de aço, como Moses (2012) afirma que, os efeitos desses fatores prejudiciais podem ser minimizados pelo cuidadoso projeto e construção do núcleo magnético, no caso, o processo de corte das chapas para montagem dos pacotes destinados construção das máquinas elétricas pode ser estudado mais e melhorado.

Figura 1 - Evolução na redução das perdas magnéticas nos aços elétricos ao longo dos anos.



Fonte: Junior (2015).

A Aperam produz aços elétricos GNO de alta frequência (acima de 400 Hz), sendo estes, materiais que apresentam baixa perda magnética nessa condição, elevada indução magnética (B_{50}) e elevada resistência mecânica. A Tabela 1 exibe alguns valores de propriedades magnéticas e mecânicas do aço elétrico N030-16 produzido pela Aperam (APERAM, 2024). Esse tipo de aço é ideal para aplicações no mercado de mobilidade elétrica, no qual os motores devem ser eficientes,

compactos, leves e apresentarem elevado torque. Além disso, os aços GNO de alta frequência podem ser utilizados em aplicações que requerem alta eficiência através da variação de velocidade de rotação (através de variação da frequência), como motores e compressores com velocidade variável entre outros.

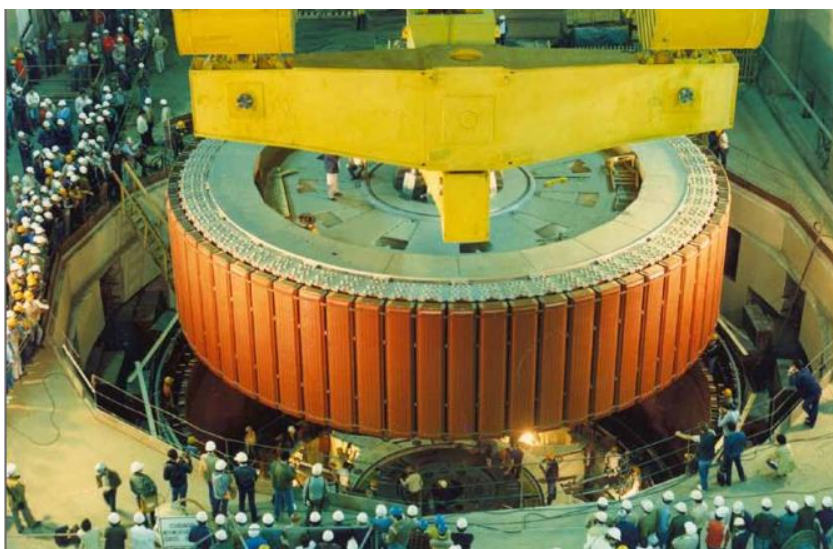
Tabela 1 - Propriedades mecânicas e elétricas do aço GNO 3,3% Si na “Direção de Laminação” (DL).

Perda máxima a 1 T e 400 Hz (W/kg)	Indução magnética mínima $B_{(50)}$ (T)	Limite de escoamento mínimo 0,2% (MPa)	Limite de resistência mínima (MPa)
16	1,66	400	500

Fonte: Aperam (2012).

Este material também pode ser fornecido com espessuras de 0,25 mm e 0,35 mm. Os aços GNO por sua vez, tem suas principais aplicações nos geradores de usinas hidrelétricas (Figura 2), motores elétricos, reatores de lâmpadas fluorescentes e compressores herméticos para geladeiras, freezers, ar-condicionado e mais recentemente, aplicado em motores veiculares e sendo sua principal característica é ter boas propriedades magnéticas em qualquer direção considerada (APERAM, 2012).

Figura 2 - Gerador de hidroelétrica.



Fonte: Aperam (2012).

O grupo dos aços para fins elétricos GNO podem ser subdivididos em duas subfamílias, sendo estas: a dos aços siliciosos totalmente processados, ou seja,

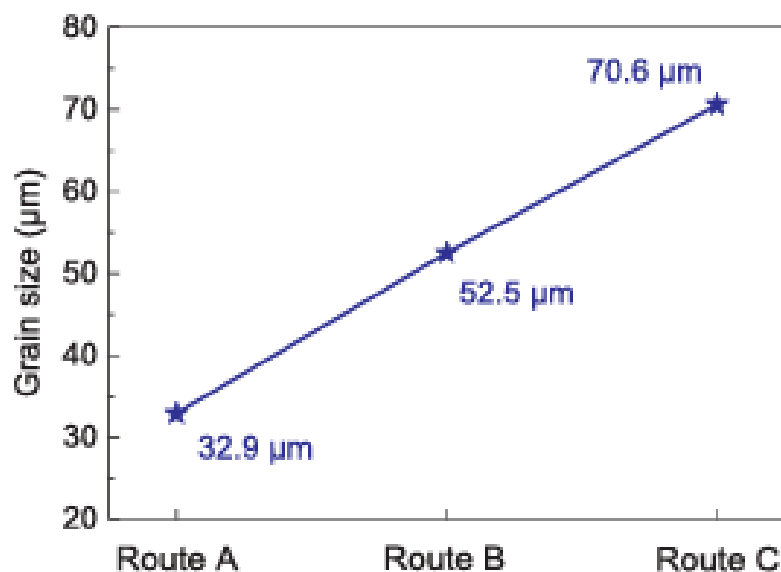
prontos para estampagem e uso, entregue pelas usinas já com baixo carbono e com recozimento final; a dos aços semiprocessados, que são comprados por empresas que fazem o tratamento térmico final em suas instalações, e que são preparados para ter grande crescimento de grão durante recozimento final, onde ocorrerá também a eliminação das tensões residuais, bem como a descarbonetação e recristalização com tamanho de grão final controlado em tamanhos de seu interesse.

3.2.1. Tamanho de grão

Sobre a influência do tamanho de grão nas perdas magnéticas dos aços elétricos, Landgraf, Takanohashi e De Campos (2002) afirmam que esta relação é muito forte. Esta influência é maior nas perdas por histerese, porque o aumento do tamanho de grão reduz esta perda, mas, em contrapartida a parcela das perdas anômalas aumenta com o tamanho de grão. Portanto, existe uma faixa deste tamanho considerada como ótima que está entre 100 μm e 150 μm . Conforme afirmam Calvillo *et al.* (2017), o aumento do tamanho de grão reduz as barreiras presentes na microestrutura do aço e facilita processo de magnetização melhorando o seu comportamento magnético.

Para alcançar resultados favoráveis no sentido de se obter textura adequada e tamanho de grãos que favoreçam o comportamento magnéticos dos aços, em todo processo de à laminação a quente, laminação a frio e recozimento final devem ser considerados relevantes, como dito por Calvillo *et al.* (2017) e Wei *et al.* (2021). Em seu trabalho, An *et al.* (2019) mostra também o efeito na laminação a frio com diferentes taxas de redução, 5% e 11% na distribuição uniforme dos grãos grandes ao longo da espessura do material, dependendo da rota de fabricação do aço silício GNO, relacionando estas rotas com a distribuição uniforme de grãos grandes no corpo da chapa laminada. Sendo que na rota (A) o aço foi laminado a quente, resfriado ao ar e em seguida laminado a frio sem recozimento intermediário. A rota (B) o aço passou pela laminação a quente, resfriou ao ar, passou por recozimento intermediário e foi laminado a frio com 4% de redução, e na rota (C) que foi semelhante a rota (A) porém, com redução de 11% na laminação a frio. Esse comportamento é mostrado graficamente na Figura 3.

Figura 3 – Efeito das rotas de processamento no tamanho de grão.



Fonte: An *et al.* (2019).

Portanto, há grande esforço da indústria siderúrgica em produzir aços que garantam parâmetros com baixas perdas magnéticas e alta permeabilidade relativa, então ela controla seus processos de fabricação visando a obtenção deste desempenho.

3.3 Tipos de perdas magnéticas

Durante o uso de equipamentos elétricos que utilizam materiais onde sua eficiência depende da passagem de fluxo magnético, podemos observar que sempre ocorrem perdas magnéticas. De acordo com o modelo fenomenológico de Bertotti (1988), essas perdas são conhecidas como: perdas por histerese (P_h), perdas clássicas P_c (ou por correntes parasitas ou correntes de Foucault), e perdas em excesso P_e (anômalas) (CALLISTER; RETHWISCH, 2016). A seguir, o detalhamento de cada uma dessas.

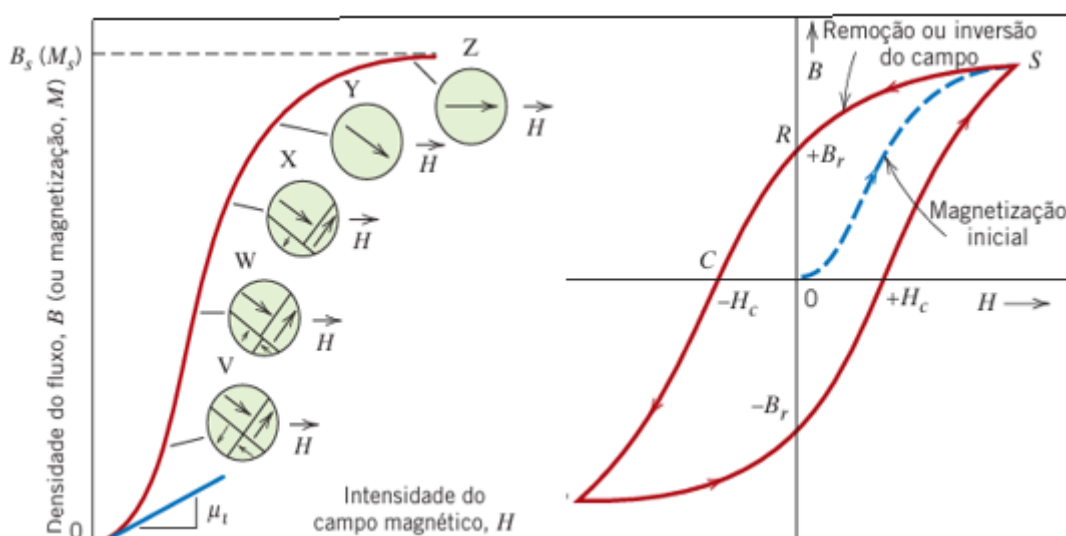
3.3.1. Histerese

A perda por histerese está relacionada com o aprisionamento dos momentos magnéticos e paredes de domínios em impurezas e ou defeitos estruturais em um regime DC de aplicação de campo magnético. Isso gera uma dificuldade do alinhamento dos domínios magnéticos, de forma que, quanto maior a quantidade de energia necessária para os alinhamentos desses domínios magnéticos, maior será a perda por histerese (CALLISTER JR; RETHWISH, 2016).

Observa-se na Figura 4 (a) que à medida que um campo H é aplicado, os domínios magnéticos vão mudando de forma mediante o movimento das paredes do domínio. Na Figura 4 (a) estão representadas estruturas esquemáticas do domínio em vários pontos ao longo da curva de B em função de H . Inicialmente, os momentos dos domínios constituintes estão orientados aleatoriamente de tal modo que não existe qualquer indução B (ou magnetização M) líquida. À medida que o campo externo é aplicado, os domínios que estão orientados em direções favoráveis em relação ao campo aplicado crescem à custa daqueles que estão orientados de maneira desfavorável. Esse processo continua com o aumento da força do campo, até que a amostra macroscópica se torne um único domínio, o qual encontra-se praticamente alinhado com o campo (CALLISTER JR; RETHWISH, 2016).

Na Figura 4 (b) se vê a formação da curva de histerese sendo em função da densidade do fluxo magnético. O tamanho e a forma da curva de histerese para materiais ferromagnéticos e ferrimagnéticos são de considerável importância prática (CALLISTER JR; RETHWISH, 2016). A área no interior de um ciclo representa uma perda de energia magnética por unidade de volume do material por ciclo de magnetização-desmagnetização; essa perda de energia é manifestada na forma de calor, que é gerado no interior da amostra magnética e é capaz de aumentar a sua temperatura e, portanto, aquecer as máquinas elétricas (OUYANG *et al.*, 2019).

Figura 4 – (a) Comportamento de estruturas de domínio magnético ao longo da curva de magnetização; (b), a densidade de fluxo magnético em função da força do campo magnético para um material ferromagnético.



Fonte: Callister Jr; Rethwish (2016, adaptado).

Para Bohn *et al.* (2004), fica claro que as perdas histeréticas tem relação direta com a microestrutura dos aços, beneficiando-se do aumento do tamanho de grão, redução dos teores de elementos formadores de inclusões não metálicas, tais como os sulfetos, nitretos e óxidos, e da melhoria da orientação dos cristais dentro da chapa. Por outro lado, as características microestruturais dos aços, tais como uma maior densidade de discordâncias, distribuição de tamanho de inclusões e precipitados, contribui com o aumento das perdas (BOHN *et al.*, 2004).

3.3.2. Perda Parasita e Perda em Excesso

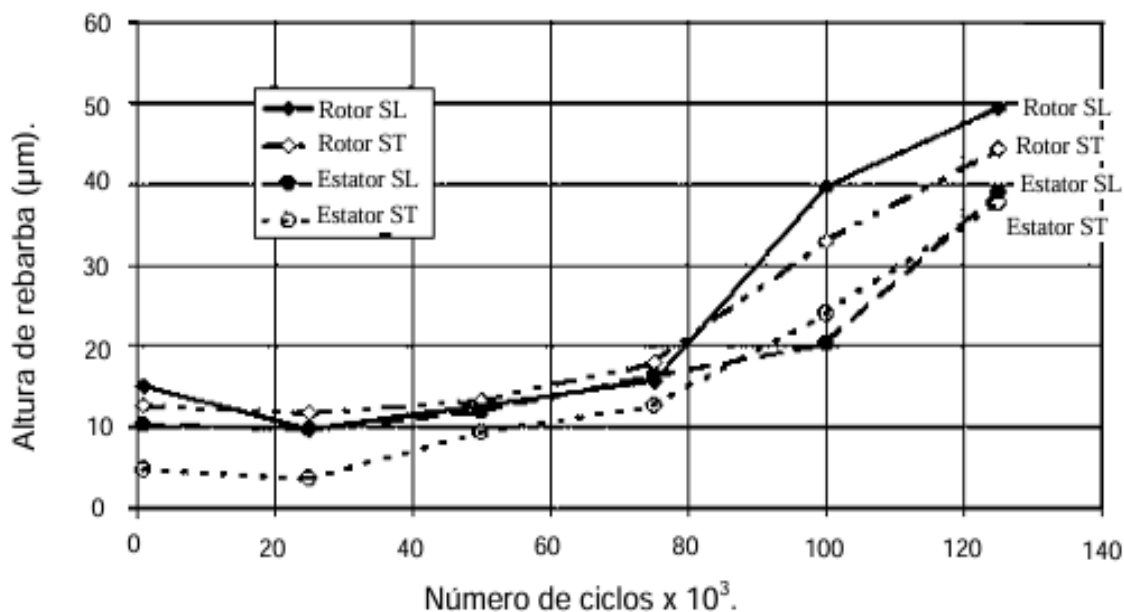
As perdas parasitas (ou clássicas) podem ser reduzidas através do uso de altos teores de silício e da redução da espessura da chapa, o que tornaria este aço economicamente caro. Já as perdas em excesso, por outro lado, são dadas pela diferença entre as perdas totais e as perdas histeréticas e clássicas.

Nota-se que todas as alterações citadas como causas das perdas totais estão de alguma forma relacionadas com a boa estabilidade e uniformidade da rede cristalina e, portanto, com a periodicidade atômica dos aços. Esta periodicidade se torna embaralhada quando o material ao ser cortado sofre deformação plástica, como o amassamento e o encruamento, que é o caso da região de corte, que afeta os contornos de grão e os torna barreiras maiores impedindo de certa forma a movimentação dos domínios magnéticos.

3.4 Tensões residuais

Segundo Callister Jr e Rethwish (2016), nos processos de conformação mecânica, como a laminação e as operações de cortes, as tensões residuais são oriundas da deformação plástica na região cortada a frio, a ductilidade do material a ser cortado. Folgas adequadas entre as ferramentas apresentam fratura mais uniforme, e pode desgastar menos o par de ferramentas como mostrado na Figura 5. Caso a folga seja excessiva, haverá deformação na aresta de corte, mais quantidade de material sendo deformada antes da fratura, e isto acarretará também o aparecimento de rebarbas na superfície cortada, e maior desgaste na ferramenta (HESPANHOL, 2009).

Figura 5 – Relação entre tamanho de rebarba e número de cortes em estampo.



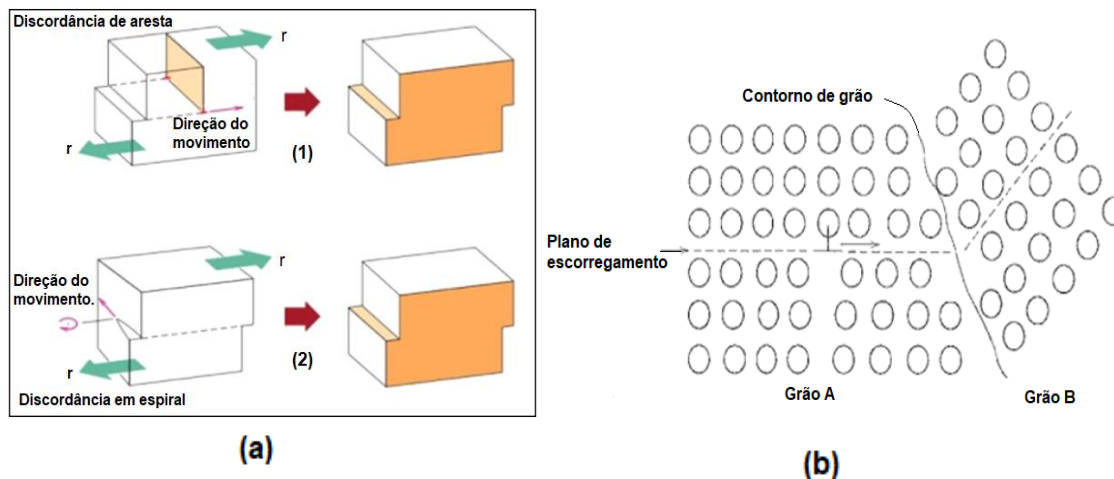
Fonte: Hespanhol (2009).

3.4.1. As discordâncias

A deformação plástica permanente dos metais corresponde ao movimento de grandes números de discordâncias e alterações no espaçamento interatômico estirando as respectivas ligações na direção da tensão causando deformações plásticas permanentes no corpo do material em análise (CALLISTER JR; RETHWISH, 2016). A mecânica do movimento de uma discordância está representada na Figura 6. A deformação plástica macroscópica é uma deformação permanente que resulta do movimento de discordâncias, ou escorregamento, em resposta à aplicação de uma tensão de cisalhamento, conforme mostrado na Figura 6 (b).

Figura 6 – Em (a) formação de degrau em uma superfície de um cristal em discordância de aresta (1) e em (2) uma discordância espiral.

Em (b), o movimento de uma discordância, que ao encontrar um contorno de grão como barreira, os planos de mudam de direção.

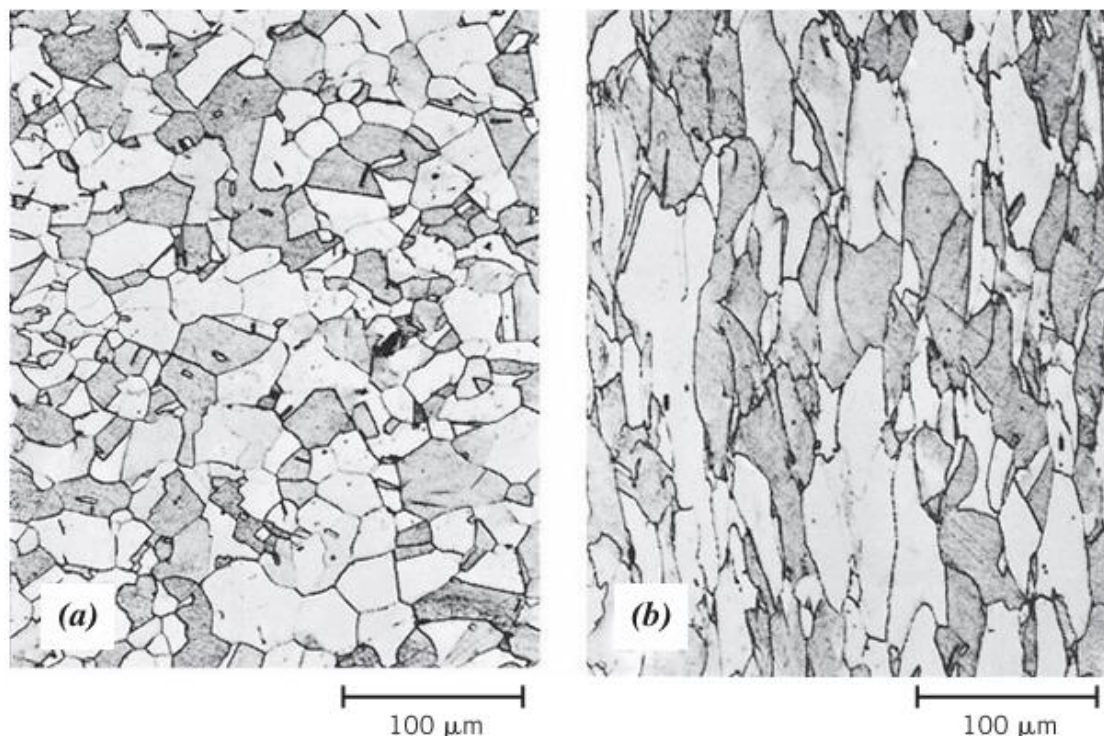


Fonte: Callister Jr; Rethwish (2016).

Sabe-se que todos os materiais cristalinos contêm discordâncias (CALLISTER JR; RETHWISH, 2016) como consequência do processo de solidificação, ou da deformação plástica, como as que ocorrem no processo de fabricação há o aparecimento de várias características que são provenientes destas deformações, e que são importantes em relação às propriedades mecânicas dos metais, e que no caso dos aços elétricos GNO precisam suportar grandes tensões no núcleo das máquinas rotativas.

A dureza é uma das propriedades que aumenta com o aparecimento das discordâncias e que se dá pela deformação mecânica sofrida pelo aço, no caso, o corte por cisalhamento e ou deformação a frio. Esta deformação plástica macroscópica corresponde ao movimento de grandes números de discordâncias, como pode ser visto na Figura 7. Percebe-se então, que o contorno de grão atua como barreira a movimentação das discordâncias.

Figura 7 - Grãos alterados de um metal depois de uma deformação plástica. (a) Antes da deformação os grãos são equiaxiais. (b) A deformação produziu grãos alongados.



Fonte: Callister Jr; Rethwish (2016).

O encruamento é o fenômeno pelo qual um metal dúctil se torna mais duro e mais resistente quando é submetido a uma deformação plástica. Algumas vezes esse fenômeno também é chamado de endurecimento por trabalho (CALLISTER JR; WILLIAM, 2016), pelo fato de a deformação ser efetuada em temperatura fria em relação à temperatura absoluta de fusão do metal. A maioria dos metais encrua à temperatura ambiente. Algumas vezes é conveniente expressar o grau de deformação plástica como um percentual de trabalho a frio, em vez de expressar como uma deformação, conforme Equação 1. O percentual de trabalho a frio (%TF) é definido pela expressão (CALLISTER JR; WILLIAM, 2016):

$$\%TF = \left(\frac{A_0 - A_d}{A_0} \right) \times 100 \quad (1)$$

Onde, A_0 representa a área original da seção reta que experimenta deformação e A_d representa a área após a deformação. O fenômeno de encruamento é explicado com base em interações entre campos de deformação, onde a densidade de discordâncias em um metal aumenta com a deformação, devido à multiplicação ou à formação de novas discordâncias. Uma das

características que é afetada pelo encruamento é a condutibilidade elétrica pois a presença de defeitos cristalinos diminui a mobilidade eletrônica que decresce e só é restaurada durante a recristalização no tratamento térmico, sem, contudo, se observar uma redução significativa da quantidade de discordâncias em relação ao seu volume total, porque este tratamento altera mais a macroestrutura, as macrotensões.

3.5 Tipos de corte utilizados na preparação de chapas de aços elétricos: Corte por cisalhamento

Os núcleos das máquinas elétricas em geral são fabricados a partir de lâminas de aços elétricos que são recortadas conforme desenho especialmente desenvolvidos para esta aplicação e para atender a um circuito eletromagnético adequadamente projetado. Este processo é feito por grandes prensas onde nelas são instaladas as ferramentas de corte devidamente ajustadas de modo a que as pequenas lâminas das chapas de aço sejam cortadas sem que haja deformações nelas acima de determinadas tolerâncias. Ainda assim, este processo deixa sinais na região de ruptura das respectivas lâminas que devem ser da ordem de poucos micrômetros. O processo de corte pode ser separado em três regiões distintas na área cortada, sendo uma região onde se destaca a deformação plástica, em seguida aparece parte do material sendo efetivamente cortado, e por último se destaca a parte que se rompeu (MEURER, 2005).

Empregando filmagens de alta velocidade, Meurer (2005) mostrou que quando o punção entra em contato com o aço, ocorre um empenamento da chapa seguido do escorregamento da mesma sobre as superfícies das ferramentas, desgastando as faces das ferramentas de corte. O avanço da ferramenta resulta no corte inicial, onde parte do material é forçada a entrar na cavidade, reduzindo a área que resiste ao esforço. Quando a tensão existente na área não cortada da chapa supera a tensão de ruptura, ocorre a fratura do aço.

A fratura do material se inicia na aresta da matriz, se ela estiver afiada. Caso contrário, a fratura se inicia a alguma distância das arestas, resultando na formação da rebarba. No entanto, os cortes em guilhotina e em puncionamento são métodos mais comuns usados pelos fabricantes de máquinas. Para cortar uma grande quantidade de chapas a um custo econômico, o punção é mais usado, enquanto o corte a laser é normalmente aplicado para moldes maiores ou protótipos.

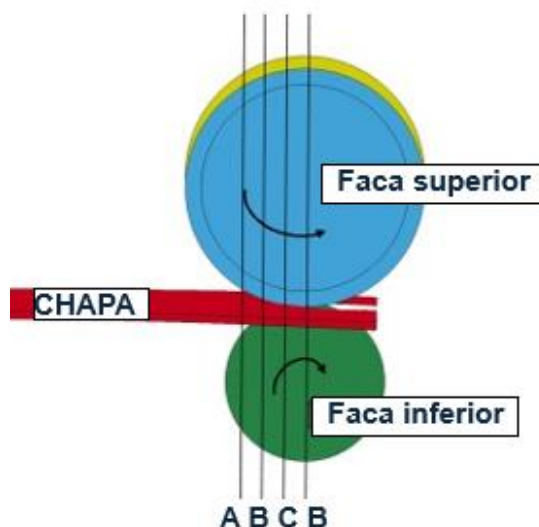
Esta mudança nas propriedades do material, o amassamento, modifica as propriedades eletromagnéticas e mecânicas, bem como a dureza do aço. Portanto, o projeto de dispositivos eletromagnéticos com base nas propriedades magnéticas fornecidas pelos fabricantes de aço não reflete com precisão os parâmetros reais de desempenho esperados da máquina (MEURER, 2005).

É através da utilização de pacotes de lâminas de aços elétricos cortados no formato e dimensão adequada que são construídas as estruturas das máquinas elétricas, e estas respectivas lâminas podem ser cortadas em seu perfil objetivado por processo de corte por guilhotina ou por puncionamento. O puncionamento acontece nas áreas industriais onde existem as prensas e as tesouras, que através de sua ferramenta de corte, o estampo, a matriz e ou as lâminas corta as respectivas chapas conforme as dimensões e tolerâncias previstas em desenhos.

Esta matéria prima é submetida à ação de prensas ou de tesouras onde ferramentas chamadas de punção de corte das lâminas, que exercem pressão sobre a chapa que é apoiada sobre a matriz realiza o corte eficazmente e em grandes volumes de produção.

Outra forma de se cortar as chapas foi estudada por Bohdal *et al.* (2020). As máquinas do tipo “*slitters*” e o ajuste da folga entra as lâminas de corte do tipo facas circulares as vezes é feita por tentativa e erro, de acordo com a experiência anterior. Também neste processo, graves deformações são observadas, e ainda a formação de rebarbas e deformações podem ser formadas como a seguir (Figura 8) sendo plasticamente deformada (A–B) e levando à fratura dúctil (B–C) e se separando completamente (em D).

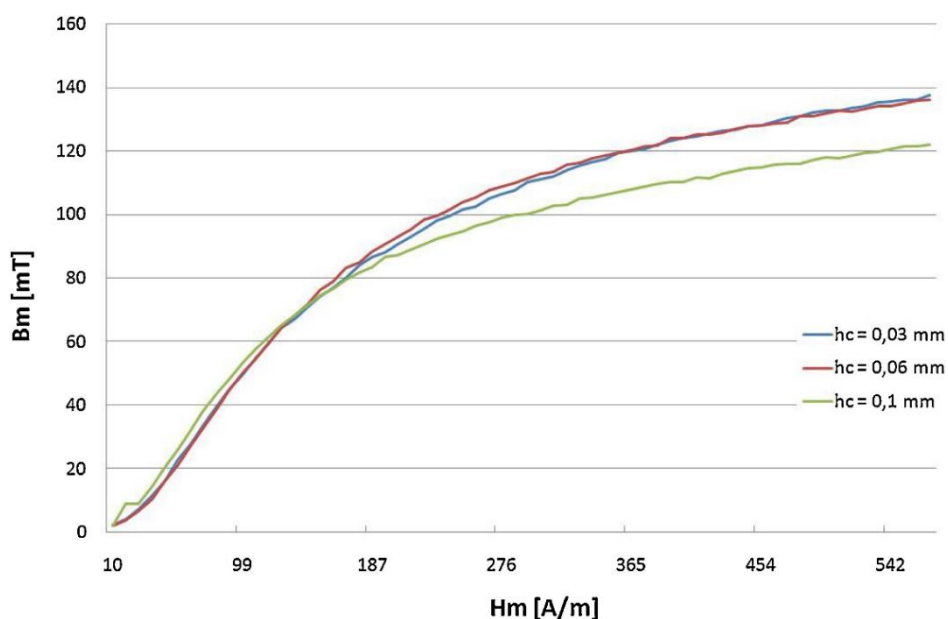
Figura 8 - Esboço de *slitter*, para corte de chapas em disco ou em bordas



Fonte: Bohdal et al. (2020).

Neste experimento, foi cortado um aço com 0,31% de Si, 0,3 mm de espessura em uma tesoura rotativa, com as duas facas acionadas que foi ajustada com folga horizontal de 0,02mm a 0,15mm, transpasse entre as facas de 0,05 a 0,15 mm. Como foi um trabalho piloto, pode ser bem instrumentado revelando que muitas variáveis afetam a degradação da região cortada, escolhemos duas, a velocidade de corte em função das altas velocidades usadas no funcionamento, velocidade de corte sendo maior reduziu a formação de rebarbas. Quanto a folga de corte os resultados são exibidos na Figura 9.

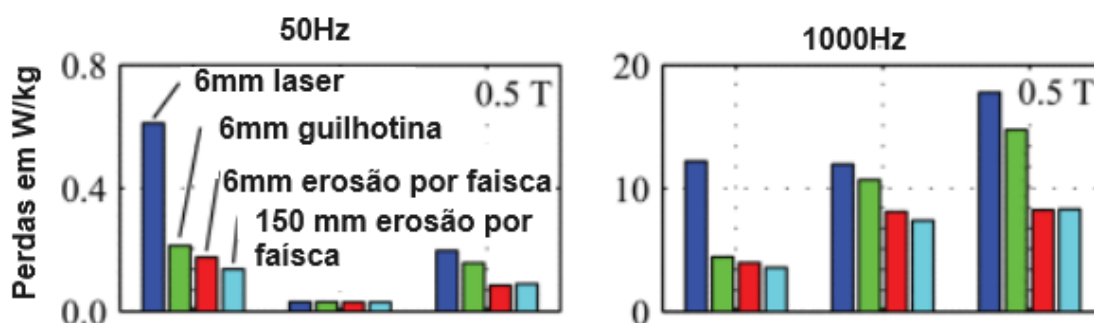
Figura 9 - Indução x campo aplicado para as respectivas folgas usadas



Fonte: Bohdal et al. (2020).

Hofmann *et al.* (2016) avaliaram os efeitos dos cortes por guilhotina ajustada para folga de 0,2 mm, corte por laser com (CO) pulsado, corte por erosão faísca com fio de latão de 0,25 mm de diâmetro, nas propriedades elétricas de um aço GNO com espessura de 0,342 mm 8% Si. Os resultados de perdas a 50 Hz e 1000 Hz por tipo de corte podem ser vistos na figura abaixo, e se vê que o corte a laser teve impacto forte na perda por histerese, em seguida, vem o efeito do corte por guilhotina e o corte por erosão impactou menos estas perdas, conforme Figura 10.

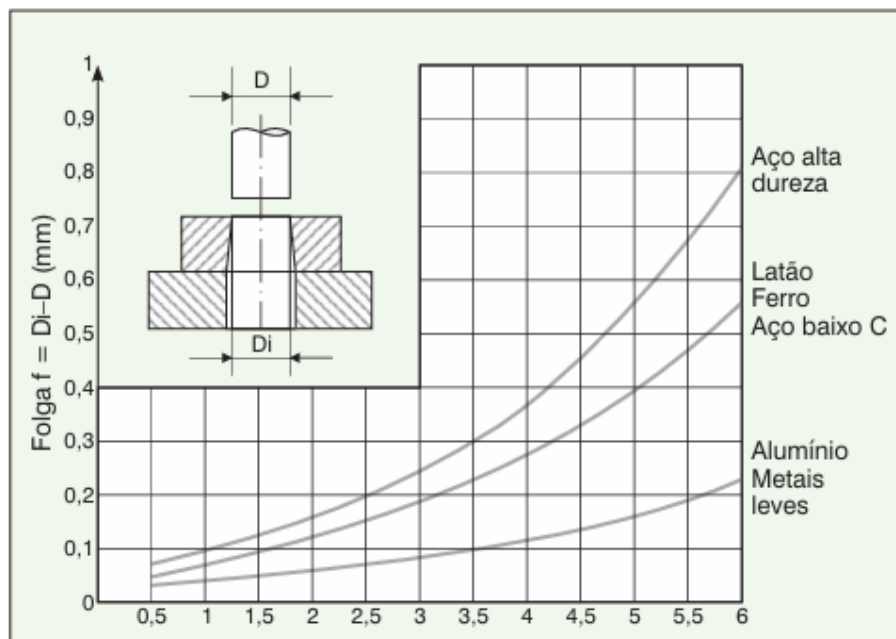
Figura 10 – Perdas por tipo de corte em 50 Hz e 1000 Hz



Fonte: Hofmann et al. (2016, adaptada).

Os punções e as matrizes são componentes que atuam no corte de chapa com a função de lhe dar a forma desejada; uma folga adequada é projetada para permitir que o “punção entre na matriz” sem, contudo, ser muito justa e desgastar prematuramente ou muito folgada para não gerar rebarbas grandes. Esta folga varia conforme o material e em função de sua espessura como mostrado no esquema da Figura 11.

Figura 11 – Em (a) esquema de um punção para corte e matriz; e (b) dependendo da espessura do material a ser cortado.



Fonte: Silveira e Schaeffer (2008, adaptada).

O esforço necessário para o corte é dado pela Equação 2, e permite determinar o esforço suficiente para que o corte seja bem-sucedido:

$$Q = p \cdot e \cdot \sigma_c \quad (2)$$

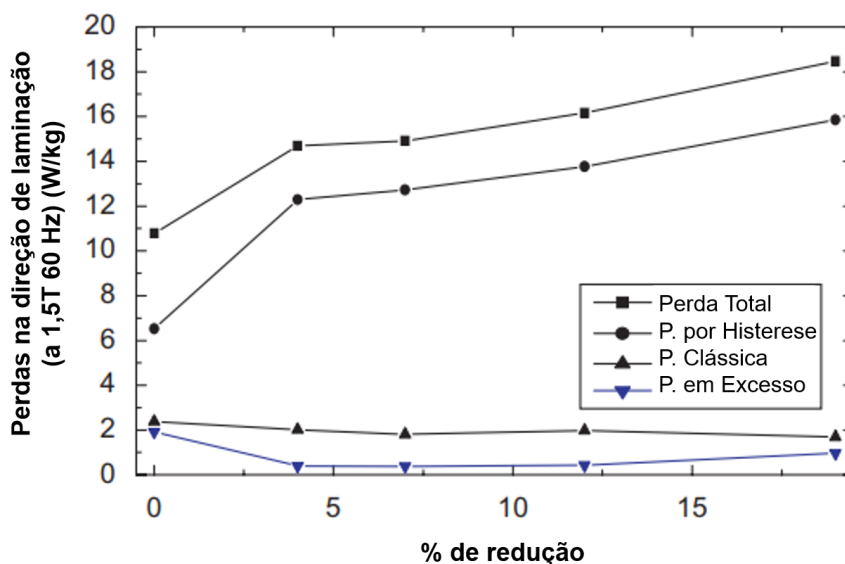
Onde, “Q” representa o esforço de corte ou de cisalhamento em kgf; “p” indica perímetro da figura a ser cortada em mm; e “e” representa espessura da chapa em mm; enquanto “ σ_c ” expressa a resistência ao cisalhamento do material, em kgf/mm².

Sabendo-se que σ_c corresponde entre 3/4 e 4/5 do valor de σ_t , que é a tensão de tração do material a ser cortado, isso simplifica a determinação do esforço de corte necessário para a ruptura do material a ser processado.

Todo o mecanismo de uma prensa, conforme mostrado na Figura 12, serve para realizar o corte com a precisão necessária, entretanto, mesmo com o estado das ferramentas em boas condições, esta operação deixa deformações microscópicas nas proximidades da região cortada da chapa. Estas deformações são chamadas de rebarbas, e têm dimensões da ordem de alguns micrometros, elas são parte da região deformada e provocam as perdas em estudo nesse trabalho. As rebarbas podem causar dificuldade extra no empilhamento das chapas durante a formação dos respectivos pacotes piorando o fator de empilhamento, dado que é

fornecido pelo fabricante do aço. A Figura 12 mostra o comportamento das perdas magnéticas conforme o percentual de deformação.

Figura 12 - Comportamento das perdas magnéticas em relação ao percentual de deformação do material.



Fonte: De Campos *et al.* (2008, adaptada).

A formação destas rebarbas se dá em três etapas conforme observado na (Figura 12), sendo a primeira onde ocorre a deformação plástica, uma segunda região onde ocorre o corte propriamente dito, e a terceira etapa acontece quando a peça se rompe integralmente da chapa (CALLISTER JR; WILLIAM, 2016). É possível afirmar que a região (B) da Figura 13 tem deformação por compressão semelhante ao que ocorre no processo de laminação no sentido (DL).

De forma esquemática, a Figura 13 mostra as quatro zonas características que podem ser distinguidas no gume de corte, sendo elas: Zona de deformação: Região “puxada” ou deformada do material a ser cortada pelo punção; Zona de cisalhamento: Esta região é formada pelo punção antes da ocorrência da fratura dúctil e acarreta uma zona de baixa rugosidade; Zona de fratura ou rompimento: Neste ponto, a superfície em geral é áspera formada pela fratura dúctil do material com o avanço do punção na chapa laminada; Rebarba: Uma rebarba é formada devido à localização específica do início da fratura (HESPANHOL, 2009).

Figura 13 - Principais zonas da superfície de corte de uma lâmina de aço.



Fonte: Ferreira, Tepedino e Wolff (2014).

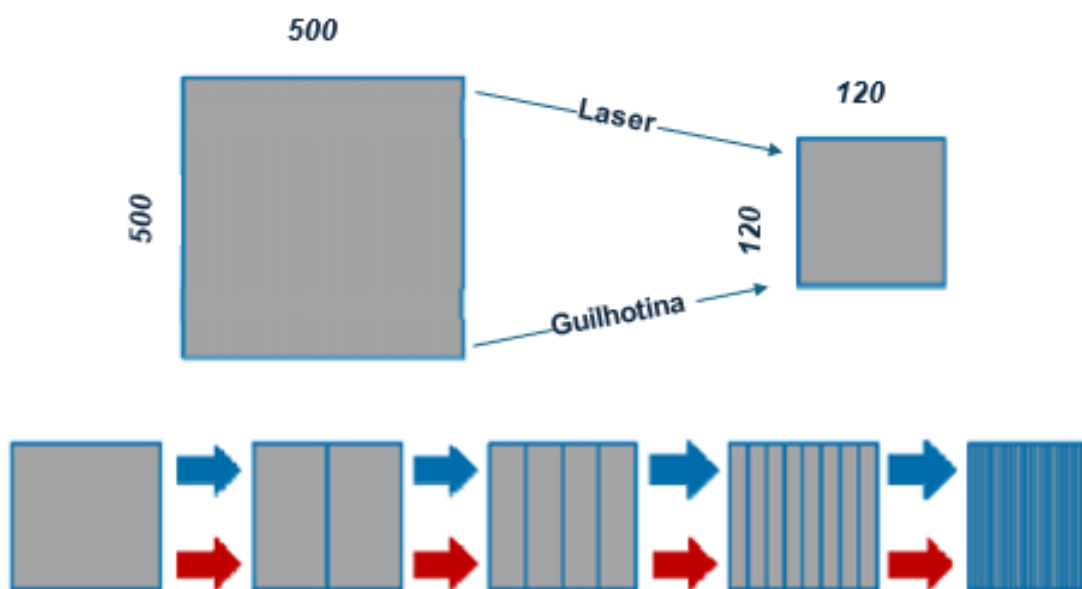
Considerando as zonas distintas em um corte por puncionamento, o toque do punção na chapa provoca inicialmente um pequeno empeno da parte cortada, e em seguida, quando a tensão provocada pelo avanço da punção reduz a seção cortada e supera a resistência da chapa, acontece a ruptura do corpo a ser cortado dentro da cavidade da matriz. O puncionamento acontecendo como descrito acima, deforma a estrutura cristalina dos domínios magnéticos. Como os grãos do material em seu estado laminado têm sua distribuição homogênea ao longo da chapa, a perda por histerese ocorre devido à movimentação das paredes dos domínios magnéticos de forma desordenada e heterogênea, o puncionamento provoca o aumento da perda por histerese devido a este embaralhamento da estrutura do aço na região do corte aumenta muito o tamanho das rebarbas mesmo com baixo número de cisalhamento.

Tietz *et al.* (2013) discutiram sobre as várias técnicas de corte e a influência de cada uma delas no comportamento eletromagnético dos aços elétricos GNO com espessura de 0,3 mm e 0,35 mm dedicados à tração automotiva, aplicação esta que, em altas frequências são comparadas com o uso dos aços elétricos padrão. Há que se considerar que é relevante o fato de que estes veículos tem limitações de tamanho além de terem regime de trabalho que operam com velocidades maiores de até quatro vezes se comparado com os motores de uso industrial convencional, as consequências desta nova fronteira é o foco da busca por máquinas que comportem maior densidade de potência e especialmente a perda total destas máquinas em frequências mais altas precisa ser otimizada e os materiais envolvidos precisam ainda manter suas propriedades magnéticas sem degradação por longos períodos.

Muitos fatores afetam o desempenho dos núcleos das máquinas elétricas, como a presença de elementos de liga como o silício e o alumínio, a espessura menor das chapas que afeta por exemplo favoravelmente por terem um menor fator de empilhamento, o que garante núcleos mais cheios de material magnetizável.

No experimento a seguir, Tietz *et al.* (2013) recortou as amostras considerando o sentido de laminação, como mostrado na Figura 14, e comparou para os mesmos tamanhos de amostra, a influência das rebarbas produzidas no corte a laser em relação aos cortes por guilhotina nas perdas Magnéticas testadas em frequências de 50 Hz, 100 Hz, 200 Hz, 400 Hz, 700 Hz e 1 KHz.

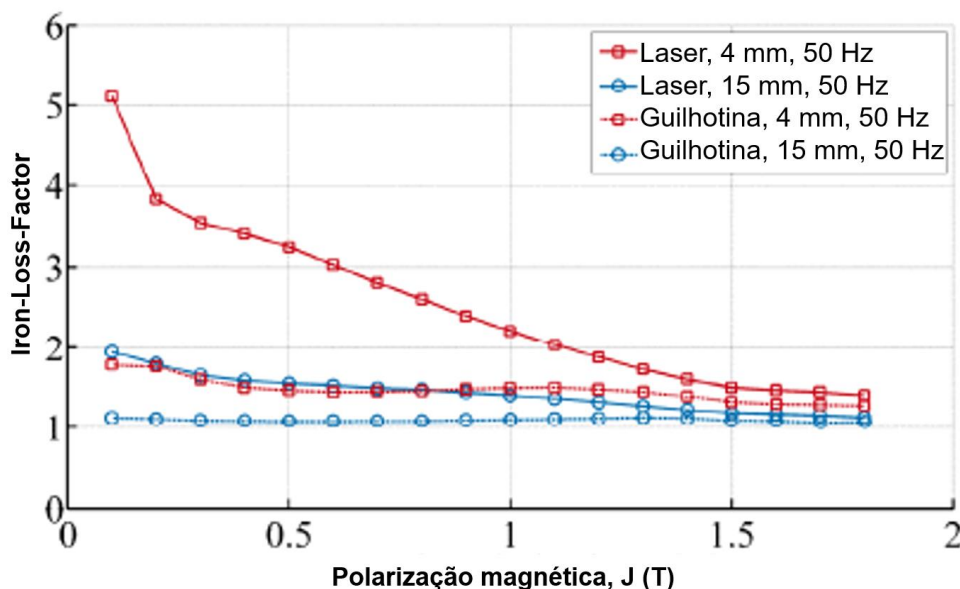
Figura 14 - Esquema do recorte das amostras realizadas pelo autor em seu estudo.



Fonte: Tietz *et al.* (2013, adaptada).

As perdas observadas, considerando a utilização de 30 amostras de 4 mm comparadas com apenas uma amostra de 120 mm x 120 mm, produziram um efeito no aumento das perdas para até 60 W/Kg, como mostra o comportamento do gráfico exibido na Figura 15.

Figura 15 - Comparativo dos valores de perdas por polarização para o corte das lâminas com diferentes dimensões e tipos de corte.



Fonte: Tietz *et al.* (2013).

O fator *Iron-Loss-Factor* representa a diferença de comparação para uma largura de 120 mm com larguras menores e a quantidade de amostras que foram usadas para atingir 120 mm de largura total. Como exemplo, o fator 2 no eixo y do gráfico da Figura 15, indica que as perdas de ferro a uma polarização de 0,1 T são para 30 tiras cortadas por guilhotina com 4 mm de largura.

Uma das conclusões que pode ser vista no estudo de Tietz *et al.* (2013), é que sendo as amostras mais estreitas para uma mesma largura de 120 mm, ou seja, mais arestas foram adicionadas, maior foi a degradação das propriedades magnéticas.

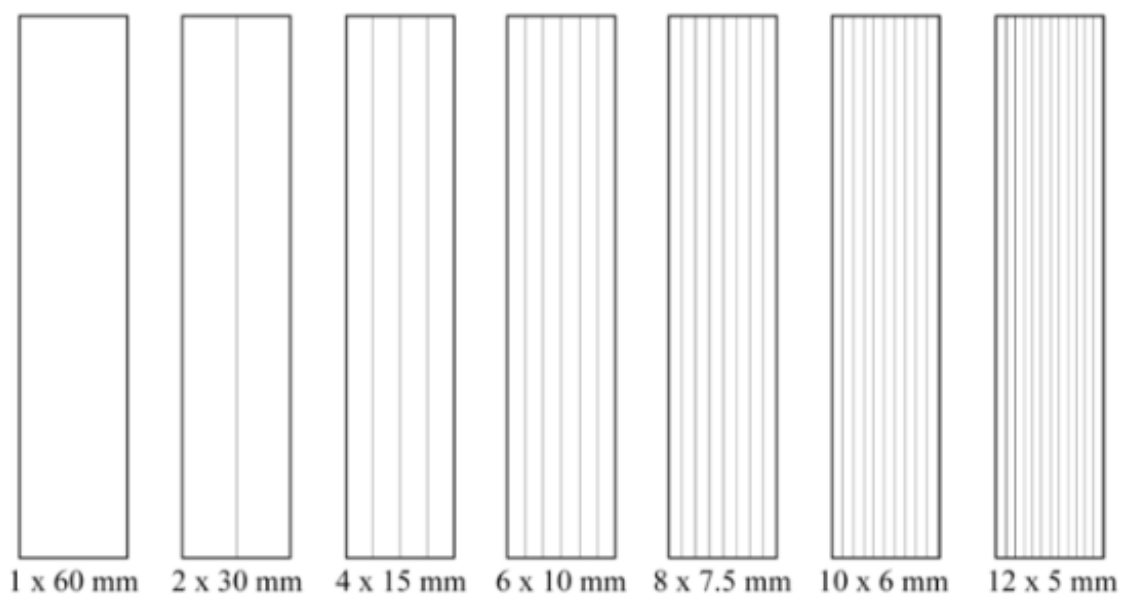
Ainda analisando como as perdas magnéticas são afetadas com o aumento do perímetro de corte das chapas de aço, escolher o tipo de material e a tecnologia de corte dos elementos de seu núcleo é um fator importante e decisivo. Paltanea *et. al* (2021) compararam tipos de aço GNO cortados por diferentes tecnologias focando nos alvos da União Europeia, que objetiva alcançar projetos de máquinas mais eficientes tanto do ponto de vista dos ganhos energéticos, como também o de reduzir em 20% a emissão de gases que impactam o efeito estufa em níveis menores que os dados registrados em 1990. Além disso, aumentar em 20% o uso de energia advinda de fontes renováveis e aumentar na mesma porcentagem a eficiência energética dos motores elétricos. Especialmente os aços elétricos para

estas novas frentes, os motores veiculares e para os geradores de energia se busca máquinas de alta eficiência.

Os aços elétricos GNO possuem excelente permeabilidade magnética, mas esta propriedade é muito afetada negativamente pelo processo de corte e devido aos meios utilizados para dar a forma desejada nestes núcleos que por razões da rapidez e baixo custo são os mais utilizados, mesmo que se saiba que haverá endurecimento da região cortada e a permeabilidade magnética nesta região ficará reduzida (PALTANEA et al., 2017, 2019b).

Um dos estudos que foi conduzido, as amostras foram cortadas conforme mostrado na Figura 16, onde o perímetro de corte das amostras foi sendo duplicado a medida em que as tiras eram recortadas, porém, preservado a largura de 60 mm para cada conjunto de recortes respectivamente.

Figura 16 - Esquema do corte das lâminas.



Fonte: Paltanea et al. (2020).

No estudo de Paltanea et al. (2020), cada conjunto de amostras foi submetido a indução de J_p (de 0,5 T e de 1,0 T) e frequência de medição entre 3 Hz e 400 Hz. E com referência o corte de amostras por processo mecânico, ficou confirmado que há, de fato, um aumento das perdas histeréticas, porém, ainda assim, continua sendo o preferido pelos fabricantes de motores por promover alta produtividade e uma forma clássica de fabricação de máquinas elétricas.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Material e preparação das amostras

As amostras utilizadas nesta pesquisa foram confeccionadas a partir do aço elétrico GNO 3,3% Si, de 0,30 mm de espessura, revestido com ASTM C5, resistividade elétrica $5,97 \times 10^{-7} \Omega \cdot m$ e composição conforme Tabela 2. A dimensão de referência das amostras era de 300 mm de comprimento, por 30 mm de largura e espessura de 0,3 mm. A densidade considerada foi de 7,5 g/cm³.

Tabela 2 - Composição química mássica do aço estudado

Elemento	Si (%)	Mn (%)	C (ppm)	N (ppm)
Quantidade	2,8-3,4	0,2-1,5	15-27	12-35

Fonte: Alves *et al.* (2024).

No estudo realizado, a primeira variável a ser investigada foi a folga de corte da guilhotina, classificando as amostras em dois grupos: lâminas cortadas com a folga de corte de 0,01 mm e no outro grupo, cortadas com a folga de 0,03 mm. Os cortes foram realizados nos laboratórios do Centro de Pesquisas da Aperam, utilizando guilhotina industrial ajustada utilizando calibrador de folga Hasberg (HASBERG SCHNEIDER GMBH, 2024) e Starrett modelo VG2551, conforme Figura 17 e Figura 18.

Figura 17 – Na esquerda, calibrador Hasberg em fita de 0-01mm. À direita, calibrador Starrett em fita de 0,03mm.



Fonte: Hasberg Schneider GmbH (2024).

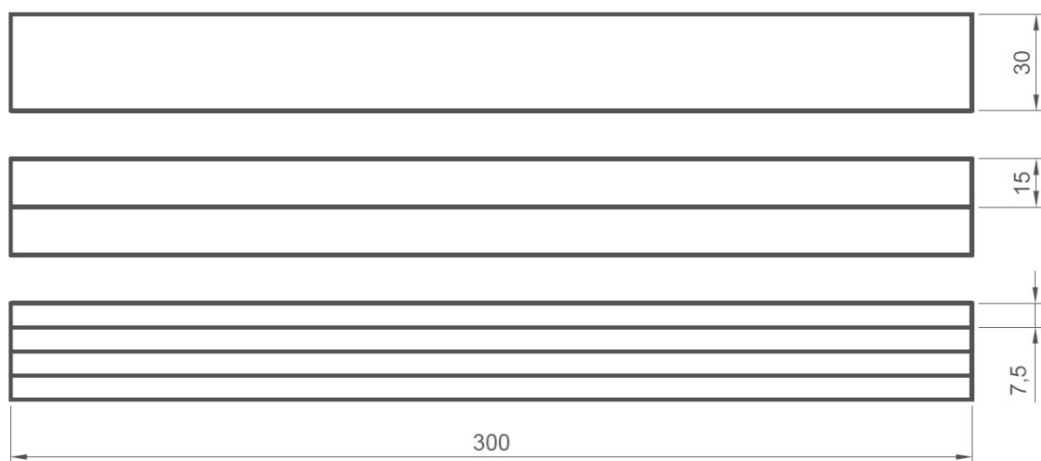
Figura 18 - Tesoura industrial com marca e modelo, dedicada ao corte de amostras no centro de pesquisas da Aperam.



Fonte: Aperam.

As amostras foram submetidas a cortes nas folgas indicadas, conforme o desenho esquemático apresentado na Figura 19. Foram classificadas três condições de largura, conservado a largura inicial de 30 mm, para um segundo grupo, as lâminas foram segmentadas no sentido do comprimento gerando duas lâminas de 15 mm de largura cada e ainda uma terceira condição, a lâmina de 30 mm foi segmentada em quatro partes, gerando quatro lâminas de largura 7,5 mm cada.

Figura 19 - Esquema representativo dos cortes realizados nas amostras.



Fonte: autor.

Dessa forma, as amostras foram organizadas conforme a relação exibida na Tabela 3.

Tabela 3 - Classificação das amostras quanto a folga de corte a largura final.

Folga de corte (mm)	Largura final da lâmina (mm)
0,01	30
0,01	15
0,01	7,5
0,03	30
0,03	15
0,03	7,5

Fonte: autor.

Neste trabalho, as amostras não foram submetidas a tratamento térmico depois dos cortes. Como dito, as lâminas apresentavam recobrimento C5, o que evitou sua oxidação durante o manuseio delas, além de que, a embalagem como recebida foi preservada, e posteriormente, as amostras foram embaladas em papel novo.

4.2 Técnicas de caracterização

A seguir são descritas as preparações e técnicas de caracterização empregadas nesse trabalho, bem como a metodologia para condução dos experimentos.

4.2.1. *Medição de dureza*

A medição de dureza foi realizada conforme Norma NBR ISO6507-1 de 06/2023. Para tal, os corpos de prova com as respectivas folgas de corte de 0,01 mm e 0,03 mm foram cortados, dobrados em “U” e embutidas em baquelite peneirado, conforme Figura 20. O lixamento foi feito em politriz com lixas de granulometria 800 e 1200.

Figura 20 – Em (a) embutidora, (b) Amostras embutidas e lixadas



Fonte: autor.

Para o início dos testes, de dureza, o durômetro (Figura 21) foi ajustado para carga de 1,96 N, (HV 0,2/5), tempo de carga de 15 segundos, e para cada uma das amostras foram efetuadas 10 medições.

Figura 21 - (a) Durômetro THB710, (b) microscópio BEL MPL 2



Fonte: autor.

4.2.2. *Análise do tamanho dos grãos*

A análise do tamanho de grão foi feita utilizando o microscópio óptico com lente de 4x do Laboratório de Microscopia do CEFET-MG, Campus Timóteo, e as amostras foram preparadas seguindo a Norma ASTM E 112-13 (2021).

Para o embutimento, utilizada a embutidora EFD 30 (mostrada na Figura 20 (a)). A preparação das amostras foi realizada nos laboratórios de micrografia, metalografia e de soldagem do CEFET-MG. Para lixamento foi usado lixa de granulometria 600, 800 e 1200 sucessivamente, sendo que, a espessura da chapa de 0,3 mm não permite desbaste maior pois há um consumo considerável desta espessura, sendo usual o cuidado de inverter o sentido de lixamento a 90° em relação às marcas de lixa da fase anterior também de forma sucessiva.

Para o polimento, foram utilizadas duas politrizes, uma com feltro de polimento e pasta de diamante de 12 μm , e uma segunda politriz com disco de feltro e pasta de diamante de 6 μm , finalizando o polimento com pasta de diamante de 3 μm .

A seguir foi realizado o ataque da superfície da amostra com solução de Nital 5% durante 15 a 20 segundos. Em todas as fases de lixamento, polimento, e corte utilizado álcool absoluto de forma abundante. A secagem final foi feita com soprador térmico ajustado para temperatura entre 100 e 130°C. Assim, não foi utilizada água

em nenhuma das fases de preparação da amostra, pois ela provoca manchas na superfície da mostra durante a secagem e leva ao descarte. Ainda, a chapa muito fina não permite outro lixamento na tentativa de eliminação das manchas. Ao final das preparações, as amostras apresentaram o aspecto conforme Figura 22.

Figura 22 - Amostras para análise de EBS (esquerda), e medição de tamanho de grão (à direita).



Fonte: autor.

Para a contagem de tamanho de grão das imagens coletadas, foi utilizado o método das interseções (Método de Heyn), disponível na referida norma, empregando os softwares Image J, Microsoft Excel 2021 e Origin Pro 2021.

4.2.3. Análise da borda de corte

A região da borda de corte foi analisada via Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) e por meio de Difração de Elétrons Retroespalhados (EBSD). A análise com o MEV foi realizada no Centro de Pesquisas da Aperam, em Timóteo. A caracterização com EBSD foi realizada pelo Laboratório Nacional de Luz Síncrotron do Centro Nacional de Pesquisa em Energia e Materiais (CNPEM), em Campinas (SP). A preparação das amostras foi realizada também nos laboratórios de metalografia e de soldagem do CEFET-MG, com os mesmos critérios e equipamentos de lixamento e início do polimento, já que parte dessas amostras foram finalizadas no CNPEM de Campinas, dado os requisitos de superfície requeridos para o ensaio com EBSD.

4.2.4. *Medição das perdas magnéticas*

As medições foram realizadas no histeresímetro da fabricante Brockhaus, disponível no Laboratório de Ensaios do CEFET-MG Campus Timóteo (MG). O equipamento utilizado é do modelo MPG 100, tendo seu *software* instalado no sistema operacional *Windows 7*. Para obtenção dos dados, foram seguidos os procedimentos estabelecidos na Norma ABNT NBR 5161 de 1977 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1977).

Na Tabela 4 são mostrados os parâmetros operacionais inseridos no *software* do equipamento a respeito do material.

Tabela 4 - Informações dos materiais inseridas ao Brockhaus.

Densidade (g/cm³)	Comprimento (mm)	Largura (mm)	Nº de lâminas	Massa total (g)	Espessura (mm)
7,650	300	30	4	81	0,30

Fonte: autor.

Para análise, foram inseridas um conjunto de quatro lâminas dentro do Quadro *Epstein* do equipamento. Foram utilizadas duas lâminas dispostas na horizontal (que foram cortadas no sentido longitudinal com relação a direção de laminação).

A Tabela 5 aponta os valores de frequência e polarização magnética solicitados ao equipamento para realização da análise.

Tabela 5 - Parâmetros informados no Brockhaus para obtenção das perdas magnéticas

Frequências (Hz)	Polarizações (T)
10, 20, 30, 50, 60 e 100	0,1 a 1,5 T (de 0,1 e 0,1 T)
200, 300 e 400	0,1 a 1 T (de 0,1 e 0,1 T)

Fonte: autor.

Após medição no histeresímetro *Brockhaus*, foram obtidos dados de perdas magnéticas nas condições citadas, o que possibilitou posteriormente, a obtenção das curvas de histerese, bem como dados de permeabilidade relativa, que serão tratados no capítulo de Resultados e Discussões.

4.2.5. Ajuste matemático para separação das perdas

Para conhecer as componentes das perdas totais, foi realizado o ajuste matemático de separação de perdas, segundo o modelo fenomenológico de Bertotti (1988). Naquele modelo, a perda é descrita como uma soma entre a perda por histerese, clássica e excesso, como mostrado na Equação 3:

$$P_t = C_h * f + C_p * f^2 + C_e * f^{1,5} \quad (3)$$

Onde C_h corresponde ao coeficiente da perda por histerese, C_p ao da perda parasita e C_e ao coeficiente da perda em excesso.

O coeficiente da perda parasita, C_p , pode ser calculado por dados conhecidos do material (DE MATOS *et al.*, 2023), conforme Equação 4:

$$C_p = \frac{\pi^2 * t^2 * J^2}{6 * d * \rho} \quad (4)$$

Onde t representa a espessura do material, J a polarização, ρ é a resistividade elétrica e d a densidade.

Os valores de C_p foram calculados para cada uma das polarizações (0,1; 0,5; 1 e 1,5 T) para quatro condições: i) lâmina de 30 mm cortada na folga de corte de 0,01 mm; ii) lâmina de 30 mm cortada na folga de corte de 0,03 mm; iii) lâmina de 7,5 mm cortada na folga de corte de 0,01 mm; e iv) lâmina de 7,5 mm cortada na folga de corte de 0,03 mm. Como os parâmetros de cálculo (espessura, resistividade e densidade) são idênticos para todas as amostras, o valor do coeficiente C_p é o mesmo independente das condições de corte. Os valores obtidos para o coeficiente da perda parasita estão compilados na Tabela 6.

Tabela 6 - Valores obtidos no cálculo de C_p .

Polarização (T)	C_p (J.s/kg)
0,1	$3,24 \times 10^{-7}$
0,5	$8,10 \times 10^{-6}$
1	$3,24 \times 10^{-5}$
1,5	$7,29 \times 10^{-5}$

Fonte: autor.

Por se tratar de um aço de grão não-orientado, faz-se necessário o cálculo de correção do *skin-effect*. Essa correção consiste em multiplicar um fator de correção $F(\gamma)$ pelo valor de C_p . O fator pode ser determinado pelas Equações 5 e 6 (ZIRKA *et al.*, 2010), como segue:

$$F(\gamma) = \frac{3 * (\sinh \gamma - \sen \gamma)}{\gamma * (\cosh \gamma - \cos \gamma)} \quad (5)$$

$$\gamma = t * \sqrt{\pi * f * \mu_0 * \frac{\mu_r}{\rho}} \quad (6)$$

Onde $F(\gamma)$ é o fator de correção, sendo que $F(\gamma) \leq 1$ e $F(\gamma) \rightarrow 1$ quando frequência $\rightarrow 0$. Já μ_0 representa o valor da permeabilidade magnética no vácuo ($4\pi \cdot 10^{-7}$ H/m), e μ_r representa os valores de permeabilidade relativa.

4.2.6. Permeabilidade relativa

A permeabilidade relativa foi determinada pela Equação 7:

$$\mu_r = \frac{\mu_m}{\mu_0} \quad (7)$$

Onde μ_m corresponde a permeabilidade do material, que pode ser calculada utilizando a Equação 8:

$$\mu_m = \frac{\Delta J}{\Delta H} = \frac{J_{max} - 0}{H_{max} - 0} \quad (8)$$

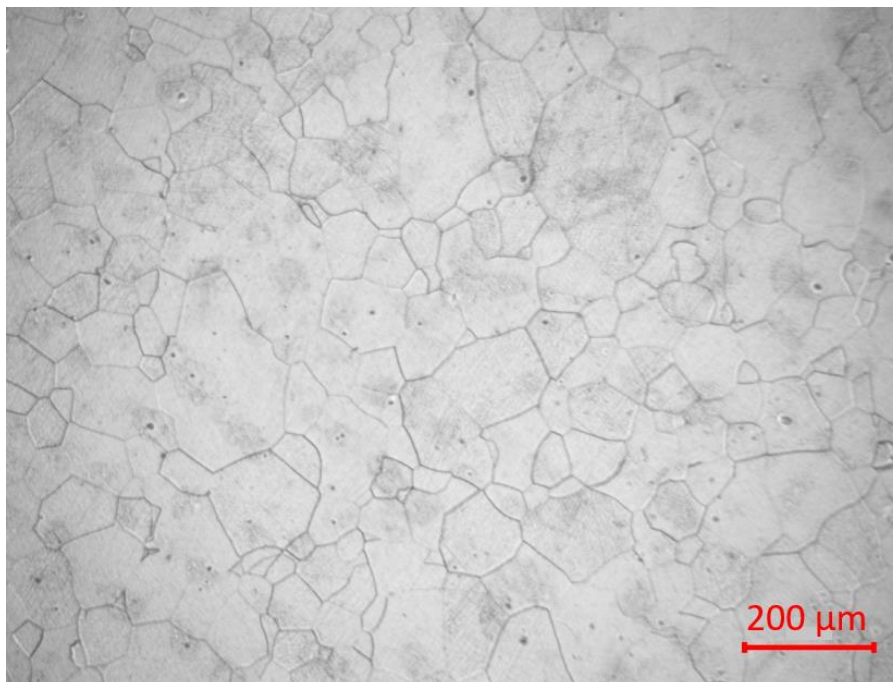
Os valores de J_{max} e H_{max} foram retirados dos gráficos das curvas de histerese, utilizando, por exemplo os valores do primeiro quadrante (aquele onde H e J são positivos) naquelas curvas.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Análise de tamanho dos grãos e dureza

Através da técnica de microscopia ótica foram capturadas quatro imagens de cada amostra, revelando o perfil de distribuição dos grãos do aço estudado, sendo uma dessas imagens, exibida a seguir, na Figura 23.

Figura 23 - Micrografia óptica do aço GNO 3,3% Si. Ampliação de 4 X.



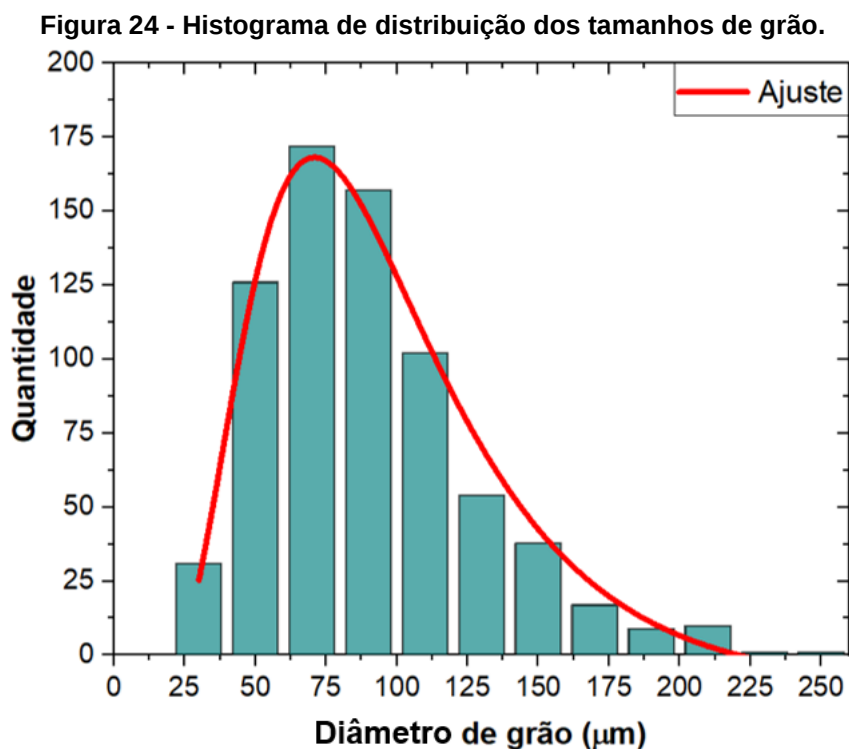
Fonte: autor.

Através da análise de tamanho de grão pela norma ASTM E112 (2013) foi possível avaliar o tamanho médio dos grãos, que deram origem ao histograma de distribuição de tamanho exibido na Figura 24. O histograma foi construído através do software Origin Pro 2021, e foi submetido a um ajuste matemático utilizando uma função log-normal, a fim de se observar a tendência de distribuição dos dados de tamanho de grão (DE MATOS et al., 2023). A função log-normal utilizada é exibida na Equação 9. A curva de ajuste alcançada pelo ajuste é exibida na Figura 24, em vermelho.

$$f(D) = \frac{A}{\sigma D \sqrt{2\pi}} \exp\left(\frac{-[\ln(D) - u]^2}{2\sigma^2}\right)$$

(9)

Onde, A corresponde ao perímetro dos grãos, $\bar{u}$ a média, σ o desvio padrão e D o diâmetro, em microns.



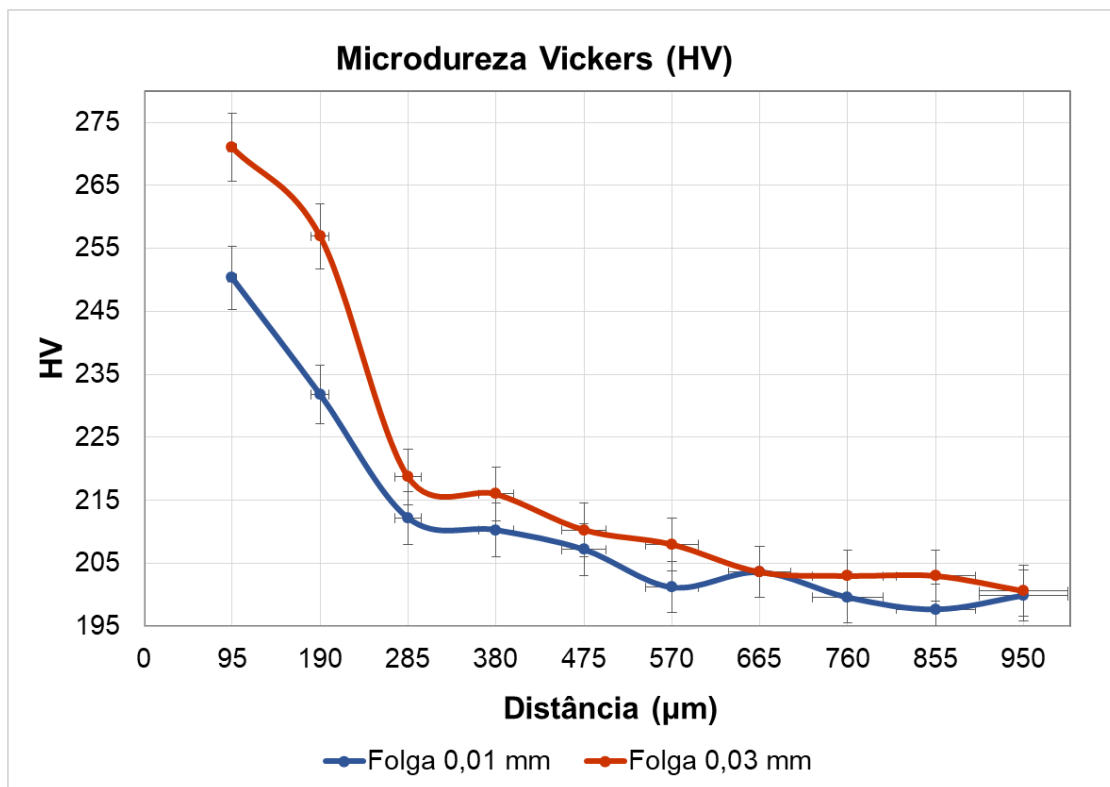
Fonte: autor.

Através do ajuste matemático aplicado, foi possível observar que a distribuição log-normal se ajustou aos dados experimentais, apontando que o tamanho médio de grão em torno de $89,5 \pm 0,5 \mu\text{m}$. Observa-se através do ajuste, a tendência de concentração (pico do histograma) de grãos em torno de $75 \mu\text{m}$, sendo observados grãos na faixa de tamanho aproximado entre 25 e $225 \mu\text{m}$ o que coincide com a literatura (ALVES, SILVEIRA E DA CUNHA, 2020).

O gráfico da Figura 25 mostra os resultados de Microdureza Vickers obtido para folgas de 0,01 mm e 0,03 mm. Foram realizadas dez indentações afastadas entre si 95 microns, a partir da borda cortada. Observa-se que os valores de dureza foram maiores para a aço cortado na folga de 0,03 mm, quando comparado ao cortado na folga de 0,01 mm. Ambas amostras apresentaram dureza superior na região mais próxima da borda, em torno de 250 HV e 271 HV, para folga de 0,01 mm e 0,03 mm, respectivamente, o que representa uma diferença percentual de 7,75%. À medida que o teste de microdureza foi sendo conduzido para o centro da amostra, a diferença entre os valores de microdureza entre as folgas foram se reduzindo, sendo que, a 950 microns (em torno de 10 a 11 grãos da borda), a microdureza

observada foi de 199,9 HV e 200,6 HV, respectivamente, o que representou uma diferença percentual de 0,35%. No gráfico da Figura 25 foram inseridas barras de erro de 2% na horizontal e vertical, como representação do desvio experimental.

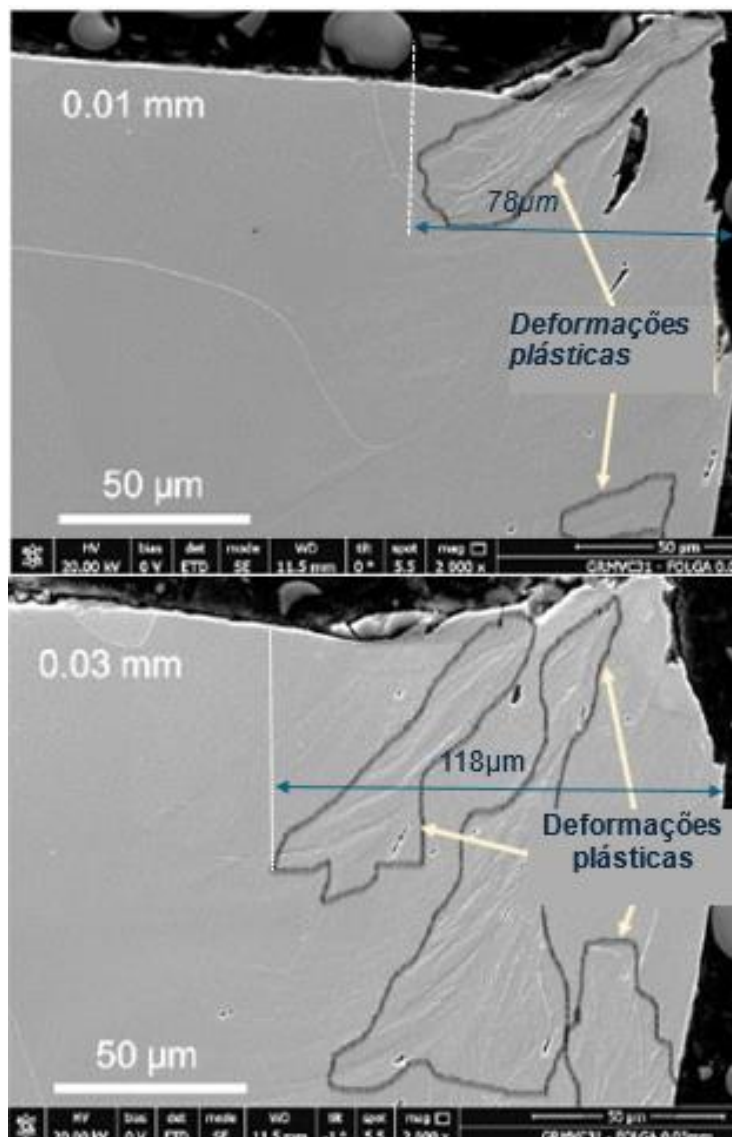
Figura 25 - Comportamento da dureza para as respectivas folgas de 0,01 mm e 0,03 mm.



5.2 Análise da região da borda de corte

A Figura 26 mostra as imagens das regiões próximas a borda de corte obtidas por MEV, para as folgas de 0,01 mm (figura superior) e 0,03 mm (figura inferior). Foram identificadas regiões de deformações plásticas, sendo essas destacadas nas imagens.

Figura 26 - Imagens das regiões de ponta para folgas de guilhotina de 0,01 mm (acima) e 0,03 mm (abaixo), obtidas via MEV.

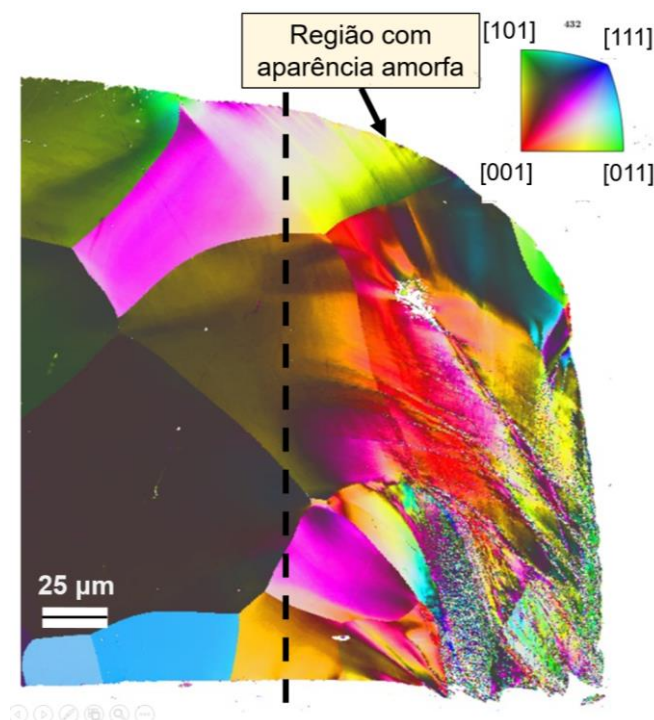


Fonte: autor.

Foi observado que a folga de 0,03 mm apresentou maior superfície deformada e que se estenderam ao longo de cerca de 118 μm para dentro da amostra (distância com estrutura impactada pelo corte), enquanto para a folga de 0,01 mm, as deformações plásticas foram identificadas até 78 μm. Isso é um indicativo de que o dano na microestrutura do material foi maior quando aplicada a folga de 0,03 mm, sendo essa, dentre as duas, a que provocou maior volume de deformações segundo essa análise desta figura.

Utilizando a técnica de EBSD, a região da borda de corte foi analisada, e o resultado é apresentado na Figura 27.

Figura 27 - Imagem da região próxima à borda de corte obtida por EBSD.



Fonte: autor.

Através da caracterização do aço pela técnica de EBSD, foi possível identificar uma aparência cristalina na região central, mais longe da borda. Essa aparência desaparece à medida que se aproxima da região da borda de corte, sendo percebida uma aparência mais amassada. Esse resultado indica que o corte realizado promoveu deformação permanente da estrutura cristalina, e na imagem analisada, essa deformação de aspecto deformado correspondeu a cerca de 192 μm de distância do local de impacto da lâmina.

A análise da deformação da borda de corte é muito importante, tendo em vista que as regiões que apresentam aparência mais amassada e com deformação permanente que comprometem o desempenho magnético dos materiais porque tornando a região magneticamente morta, e que ainda altera sua dureza em função do amassamento causado pelas ferramentas de corte, sejam os estampos e matrizes ou as lâminas de guilhotina.

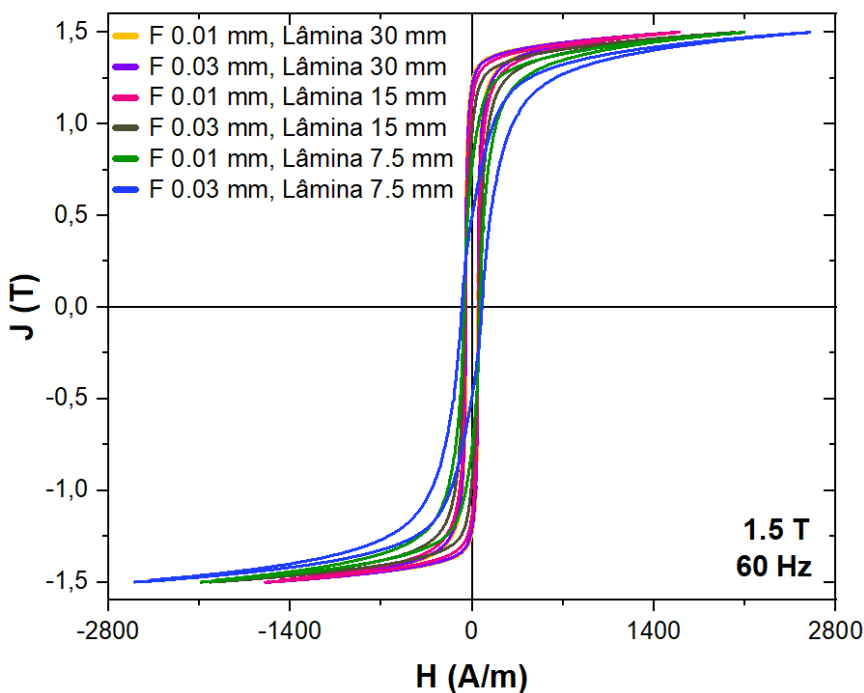
5.3 Análise das propriedades magnéticas

5.3.1. Curvas de Histerese e Perdas totais

5.3.1.1. Análise das curvas de histerese

Essa sessão do trabalho mostra curvas de histerese para algumas condições de polarização e frequência. A Figura 28 exibe as curvas de histerese na polarização máxima de 1,5 T, para a frequência de 60 Hz. Na legenda do gráfico, “F” representa as folgas de corte (0,01 mm ou 0,03 mm) e “Lâmina” representa a largura da lâmina após os cortes realizados no sentido do comprimento (1 lâmina de 30 mm de largura, ou 2 lâminas de 15 mm, ou 4 lâminas de 7,5 mm).

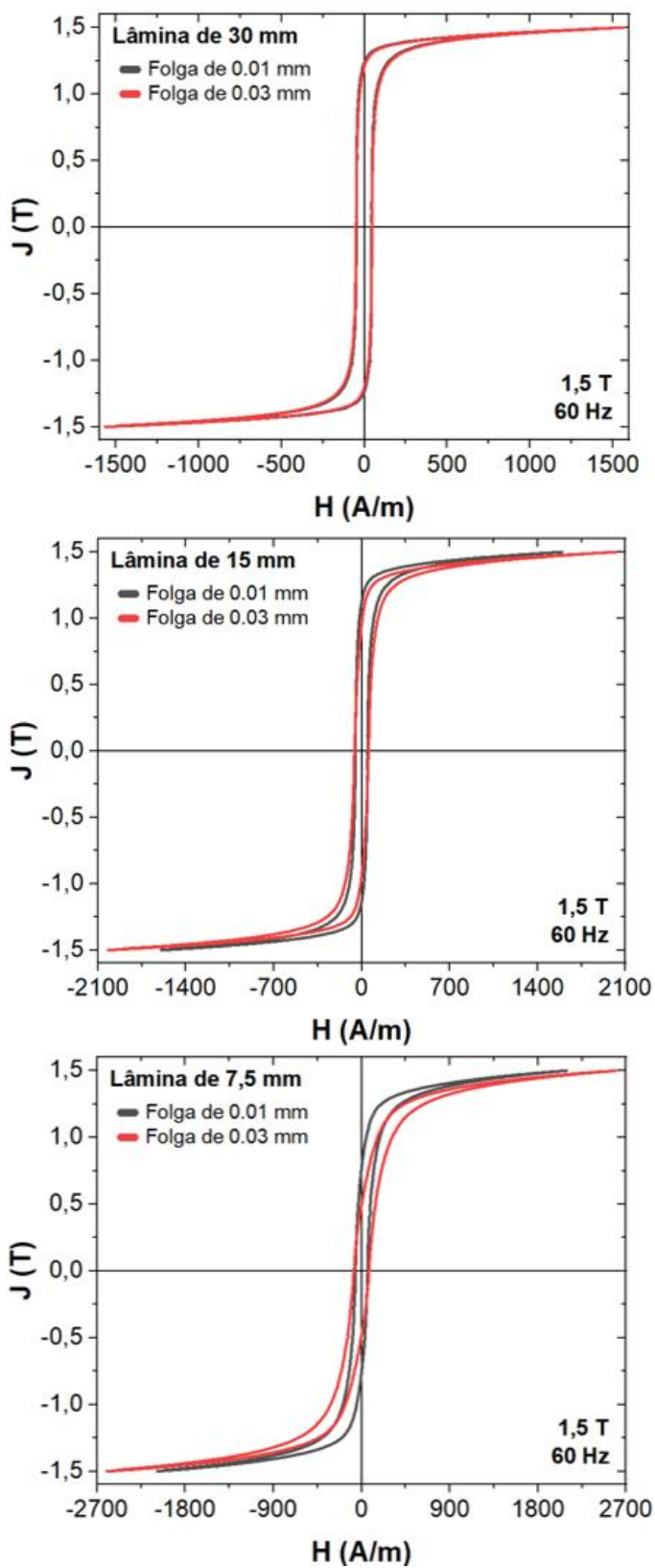
Figura 28 - Curvas de histerese a 1,5 T e 60 Hz para diferentes folgas e condições de corte.



Fonte: autor.

A Figura 29 mostra curvas de histerese a 1,5 T e 60 Hz, semelhante ao gráfico anterior, agora isolando os valores de cada lâmina (30 mm, 15 mm e 7,5 mm) em cada gráfico, para facilitar a observação de cada parâmetro de corte. É possível observar como a mudança da folga de corte afeta as curvas de histerese.

Figura 29 - Curvas de histerese a 1,5 T e 60 Hz para lâminas de 30 mm (acima),



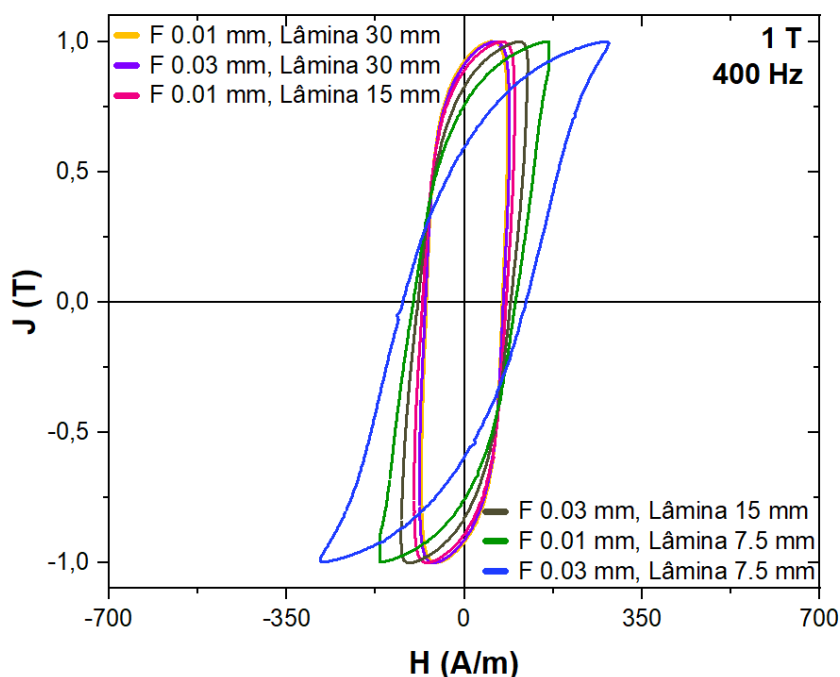
Fonte: autor.

É possível perceber que, no primeiro gráfico, para lâmina de 30 mm, as folgas de 0,01 mm e 0,03 mm possuem formato semelhante, com aspecto de

sobreposição. No gráfico central, que mostra o efeito da folga de corte para a lâmina de 15 mm, é possível observar a diferença de formato entre as curvas, sendo que o ponto onde a curva atinge 1,5 T para a folga de 0,03 mm se dá com uma intensidade de campo maior (a cerca de 2000 A/m) que a da folga de 0,01 mm (em torno de 1600 A/m), representando cerca de 20% entre os valores de campo magnético aplicado. Esta diferença está relacionada com a dificuldade imposta pela região mecanicamente deformada, maiores números de corte dificulta o alinhamento dos momentos magnéticos (domínios) na direção do campo aplicado.

Na análise da curva abaixo, para lâmina de 7,5 mm, a diferença no formato das curvas se torna mais evidenciado, apresentando também uma diferença de cerca de 20% no valor de intensidade de campo onde ocorre a saturação magnética. A Figura 30 apresenta as curvas de histerese na polarização máxima de 1 T e frequência de 400 Hz.

Figura 30 - Curvas de histerese a 1 T e 400 Hz para diferentes folgas e condições de corte.



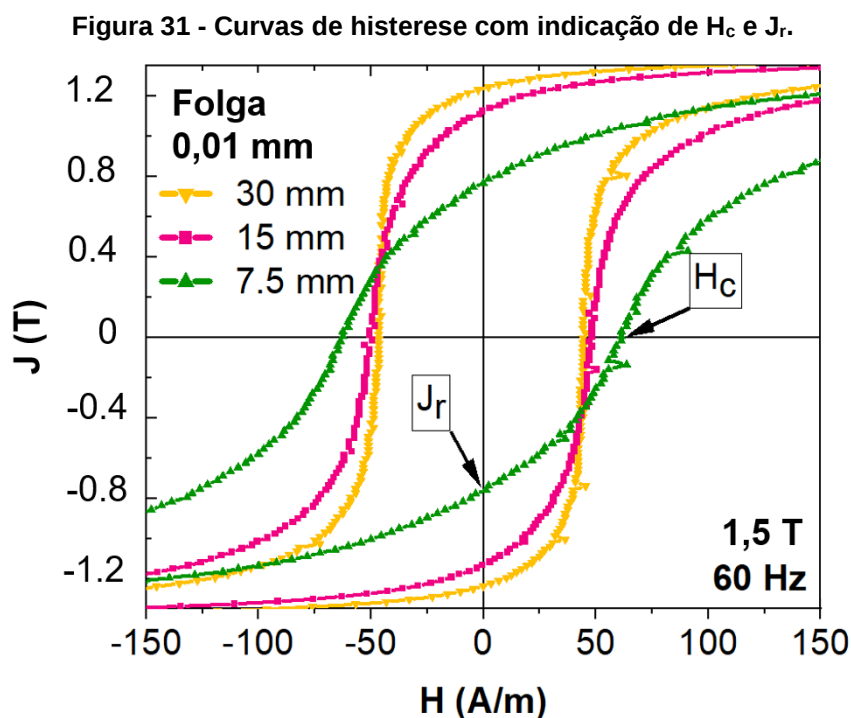
Fonte: autor.

Na mais alta condição de frequência estudada, 400 Hz, é possível perceber que o efeito das variáveis de corte é mais significativo na mudança de formato da curva de histerese. No cenário de folga de corte de 0,01 mm para lâmina de 30 mm (curva em amarelo, sobreposta pela curva em roxo), observa-se um formato correspondente a menores valores de área de histerese, o que está diretamente

associado a menores valores de perdas totais, uma vez que a área da curva de histerese é diretamente proporcional ao valor das perdas. Em contrapartida, a curva apresentada em azul (folga de 0,03 mm para lâminas de 7,5 mm) apresentou a maior área de histerese dentre as seis curvas analisadas naquele gráfico, uma vez que suas perdas associadas são mais consideráveis.

Nota-se que, nessa última curva citada é necessária uma maior intensidade de campo magnético para se atingir a 1,5 T, ou seja, a realização do corte utilizando as configurações de 0,03 mm para folga de corte e 7,5 mm de largura da lâmina propicia o alcance de maiores perdas magnéticas, o que está diretamente associado ao maior consumo de energia e menor eficiência eletromagnética. A análise das perdas em frequências mais altas é fundamental devido a possibilidade de aplicação desse tipo de aço em motores elétricos que atingem tais frequências.

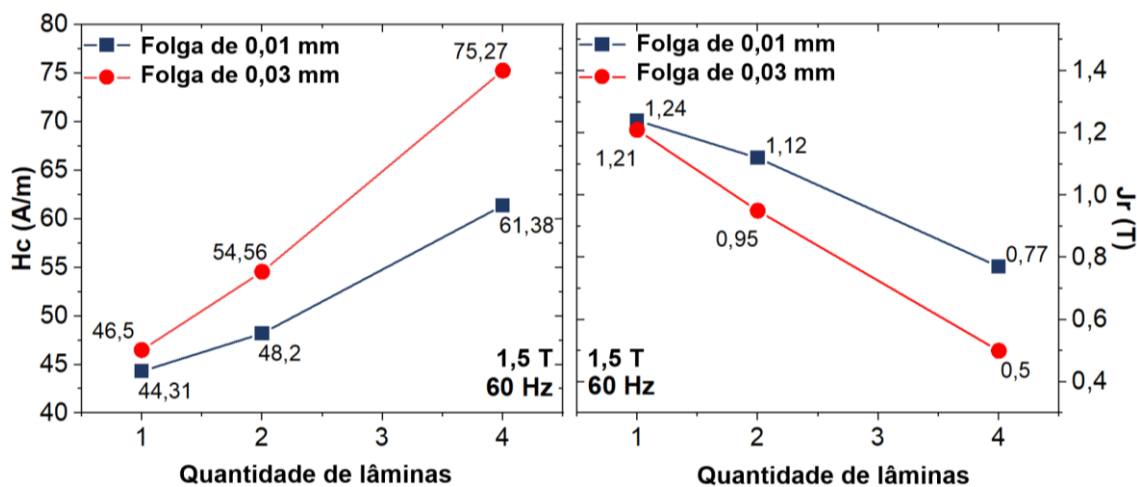
A partir dos dados fornecidos pelas curvas de histerese, foram coletadas as informações de H_c (campo coercivo) e J_r (polarização remanente), conforme o esquema mostrado na Figura 31.



Fonte: autor.

Os dados coletados de H_c e J_r para as diversas curvas de histerese foram compilados na Figura 32.

Figura 32 - Comportamento de H_c (à esquerda) e J_r (à direita) em relação à quantidade de lâminas para folgas de 0,01 mm (em azul) e 0,03 mm (vermelho).



Fonte: autor.

Os resultados mostram que o campo coercivo, H_c , aumenta com o aumento da quantidade de lâminas, corroborando com o aumento da “cintura” da curva de histerese, promovendo maiores áreas para uma maior quantidade de segmentações da lâmina. Com relação a folga de corte, a folga de 0,03 mm apresentou maiores valores de H_c , já que a área da curva de histerese do material cortado nessa folga foi maior. Um material com maior valor de H_c indica que é necessária uma maior intensidade de campo magnético para que seja produzida a uma dada polarização magnética, sendo que, quanto menor esse valor, mais eficiente magneticamente. A diferença percentual entre os valores de H_c para as folgas de corte de 0,01 mm e 0,03 mm foi de aproximadamente 2% (para uma lâmina de 30 mm), 12% (2 lâminas de 15 mm) e 18% (4 lâminas de 7,5 mm).

Com relação aos valores de J_r , exibidos à direita da Figura 32, foi observado que houve um decréscimo nesse parâmetro à medida em que foi aumentada a quantidade de lâminas. Nessa análise, a folga de corte de 0,01 mm apresentou maiores valores. Isso é explicado pelo fato de que, a folga de 0,01 mm tem um acoplamento magnético mais efetivo que a folga de 0,03 mm, sendo mais fácil atingir a tendência de saturação magnética. Maiores valores de J_r são desejados, uma vez que estão relacionados a uma maior polarização magnética, ou seja, maior é a capacidade de resposta que o material possui em relação a intensidade de campo magnético fornecida. A diferença percentual entre os valores de J_r , entre as duas folgas de corte analisadas foram de cerca de 5% (para uma lâmina de 30 mm), 15% (2 lâminas de 15 mm) e 35% (4 lâminas de 7,5 mm).

Adiante, na próxima sessão, são analisados dados em termos de valores numéricos das perdas magnéticas, sendo possível analisar quantitativamente os valores delas.

5.3.1.2. *Análise das perdas totais*

A Tabela 7 mostra os valores de perda total, P_t , em W/kg, para o aço em estudo, na folga de corte de 0,01 mm, na polarização máxima de 1,5 T, para frequências de 10 a 100 Hz. Os valores são expressos com a incerteza de 2% (desvio experimental do equipamento).

Tabela 7 - Perda total para o aço na folga de 0,01 mm na polarização de 1,5 T.

f (Hz)	Lâmina de 7,5 mm	Lâmina de 15 mm	Lâmina de 30 mm	Diferença 30/7,5 mm (%)
10	$0,453 \pm 0,009$	-	$0,361 \pm 0,007$	20
20	$0,95 \pm 0,02$	$0,79 \pm 0,02$	$0,75 \pm 0,01$	21
30	$1,46 \pm 0,03$	$1,23 \pm 0,02$	$1,16 \pm 0,02$	21
50	$2,68 \pm 0,05$	$2,25 \pm 0,04$	$2,13 \pm 0,04$	20
60	$3,30 \pm 0,07$	$2,79 \pm 0,06$	$2,63 \pm 0,05$	20
100	$6,1 \pm 0,1$	$5,2 \pm 0,1$	$4,9 \pm 0,1$	20

Fonte: autor.

Nessa condição de frequência e polarização, observa-se um valor médio de diferença de 20% nos valores de perdas entre a melhor (30 mm) e a pior (7,5 mm) condição de corte do material utilizando a mesma folga de corte. Esses dados mostram que o aumento da segmentação da lâmina (redução da sua largura) produz um aumento das perdas. Acredita-se que isso tenha ocorrido devido a um perímetro maior de região mecanicamente deformada, e conseqüentemente, pela maior extensão de região magneticamente impactada, uma vez que, a lâmina de 30 mm sofreu menor quantidade de segmentações que as demais, enquanto as de 15 mm e 7,5 mm foram segmentadas mais vezes até atingirem a dimensão de uso.

A Tabela 8 aponta os valores de perda total, P_t , em W/kg, para o aço estudado, na folga de corte de 0,03 mm, na polarização máxima de 1,5 T, para frequências de 10 a 100 Hz.

Tabela 8 - Perda total para o aço na folga de 0,03 mm na polarização de 1,5 T.

f (Hz)	Lâmina de 7,5 mm	Lâmina de 15 mm	Lâmina de 30 mm	Diferença 30/7,5 mm (%)
10	0,50 ± 0,01	0,418 ± 0,008	0,365 ± 0,007	27
20	1,07 ± 0,02	0,86 ± 0,02	#	#
30	1,64 ± 0,03	1,35 ± 0,03	#	#
50	3,00 ± 0,06	2,48 ± 0,05	2,13 ± 0,04	29
60	3,70 ± 0,07	3,05 ± 0,06	2,70 ± 0,05	27
100	7,1 ± 0,1	5,7 ± 0,1	5,0 ± 0,1	29

(# Dados não obtidos).

Fonte: autor.

Para a folga de corte de 0,03 mm, foram observadas diferenças percentuais médias, entre a melhor e a pior condição de corte, ainda mais significativas, em torno de 28%. Isso mostra que também há dependência da escolha da folga de corte para controle das propriedades magnéticas.

A Tabela 9 aponta os valores de perda total, P_t , em W/kg, para o aço em estudo, na folga de corte de 0,01 mm, na polarização máxima de 1 T, para frequências de 10 a 400 Hz.

Tabela 9 - Perda total para o aço na folga de 0,01 mm na polarização de 1 T.

f (Hz)	Lâmina de 7,5 mm	Lâmina de 15 mm	Lâmina de 30 mm	Diferença 30/7,5 mm (%)
10	0,199 ± 0,004	#	0,142 ± 0,003	29
20	0,419 ± 0,008	0,327 ± 0,007	0,298 ± 0,006	29
30	0,65 ± 0,01	0,51 ± 0,01	0,47 ± 0,01	28
50	1,17 ± 0,02	0,92 ± 0,02	0,85 ± 0,02	28
60	1,45 ± 0,03	1,15 ± 0,02	1,06 ± 0,02	27
100	2,73 ± 0,05	2,16 ± 0,04	1,99 ± 0,04	27
200	6,7 ± 0,1	5,6 ± 0,1	5,1 ± 0,1	23
300	11,8 ± 0,2	9,9 ± 0,2	9,1 ± 0,2	23
400	17,9 ± 0,4	15,1 ± 0,3	13,9 ± 0,3	22

(# Dados não obtidos).

Fonte: autor.

Analisando cenário de 1 T, onde se tem acesso a dados até 400 Hz, percebe-se novamente o efeito das variáveis de corte sobre as perdas. Curiosamente foi observado que quanto maior a frequência empregada, menor foi a diferença percentual das perdas entre a melhor e a pior condição de corte.

Quando se faz a mesma análise anterior, agora para a folga de 0,03 mm, observa-se essa mesma tendência de redução das diferenças percentuais. A Tabela 10 aponta os valores de perda total, P_t , em W/kg, para o aço em estudo, na folga de corte de 0,03 mm, na polarização máxima de 1 T, para frequências de 10 a 400 Hz.

Tabela 10 - Perda total para o aço na folga de 0,03 mm na polarização de 1 T.

f (Hz)	Lâmina de 7,5 mm	Lâmina de 15 mm	Lâmina de 30 mm	Diferença 30/7,5 mm (%)
10	$0,244 \pm 0,005$	$0,179 \pm 0,004$	#	#
20	$0,51 \pm 0,01$	$0,375 \pm 0,008$	#	#
30	$0,79 \pm 0,02$	$0,59 \pm 0,01$	#	#
50	$1,39 \pm 0,03$	$1,05 \pm 0,02$	$0,88 \pm 0,02$	37
60	$1,73 \pm 0,03$	$1,30 \pm 0,03$	$1,10 \pm 0,02$	37
100	$3,23 \pm 0,06$	$2,43 \pm 0,05$	$2,071 \pm 0,04$	36
200	$7,9 \pm 0,2$	$6,2 \pm 0,1$	$5,3 \pm 0,1$	33
300	$13,7 \pm 0,3$	$10,9 \pm 0,2$	$9,4 \pm 0,2$	32
400	$20,7 \pm 0,4$	$16,6 \pm 0,3$	$14,3 \pm 0,3$	31

(# Dados não obtidos).

Fonte: autor.

Em todos os cenários de polarização e frequências analisados, a lâmina de largura 30 mm apresentou menores perdas totais quando comparada as lâminas segmentadas, sendo que a folga de corte da guilhotina de 0,01 mm foi a que promoveu melhores cenários, ou seja, menores perdas. Quanto maior o número de segmentações e folga de corte, maiores foram as perdas associadas, sendo que, o pior cenário se deu para as lâminas de 7,5 mm cortas na folga de 0,03 mm.

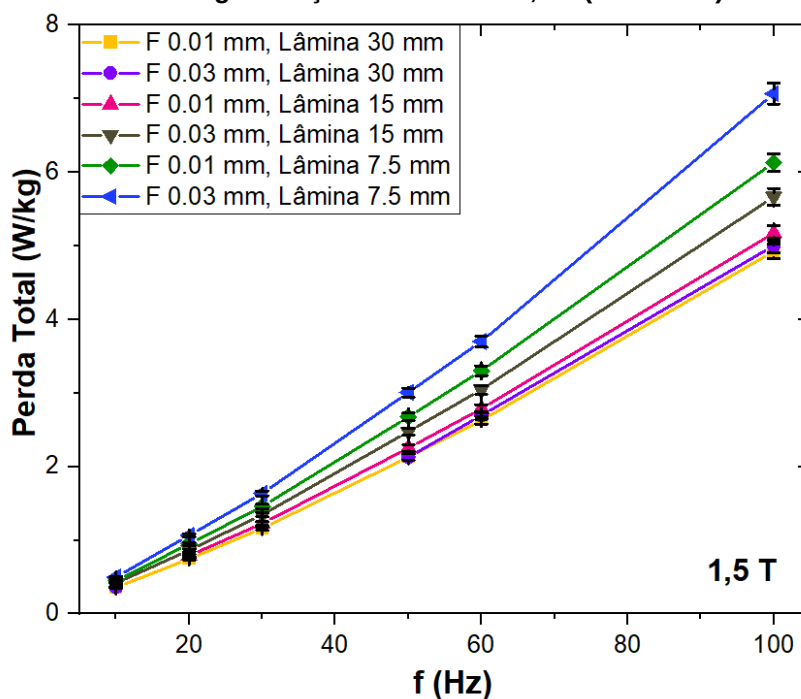
As diferenças observadas entre as perdas foram consideráveis. Como observado nas tabelas anteriores, percebeu-se um aumento de 20 a 37% de perdas totais quando comparadas as diferentes larguras das lâminas nas mesmas folgas de corte. Quando comparado o melhor cenário, lâmina de 30 mm cortada na folga de

corte de 0,01 mm, e o pior, 7,5 mm e folga de 0,03 mm, tem-se um aumento de 39% nas perdas magnéticas a 1 T e 60 Hz.

Como mostrado nas seções anteriores, os resultados da perda observado estão intimamente relacionados ao fato do corte impor uma deformação plástica que se estende da borda para o interior da chapa, sendo que quanto maior a folga maior a extensão dessa região deformada. A estrutura cristalina desta região é levemente alterada, o que parece promover um empobrecimento do acoplamento magnético, impactando, portanto, no valor das perdas magnéticas. E quanto maior o número de cortes, obviamente, maior a será a região impactada.

A fim de se observar a análise da evolução das perdas em relação as frequências, foram construídos gráficos que permitem uma análise visual desses parâmetros. A Figura 33 mostra graficamente a evolução das perdas totais em relação a frequência para a indução de 1,5 T, nas frequências de 10 a 100 Hz. Para os gráficos seguintes, os valores experimentais foram acrescidos da barra de erro de 2% (desvio experimental do equipamento).

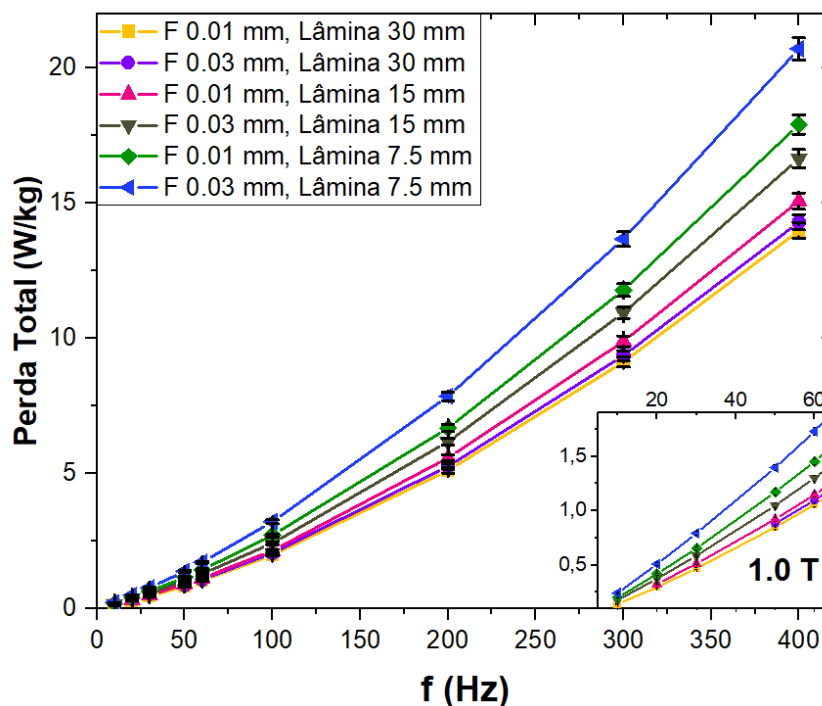
Figura 33 - Gráfico da perda total em relação as frequências com as condições de folga de corte e segmentação da lâmina a 1,5 T (10-100 Hz).



Fonte: autor.

Na Figura 34 são exibidos os dados de perda total em relação a frequência para 1 T, nas frequências de 10 a 400 Hz. Na inserção são destacados os valores para as frequências de 3 a 60 Hz.

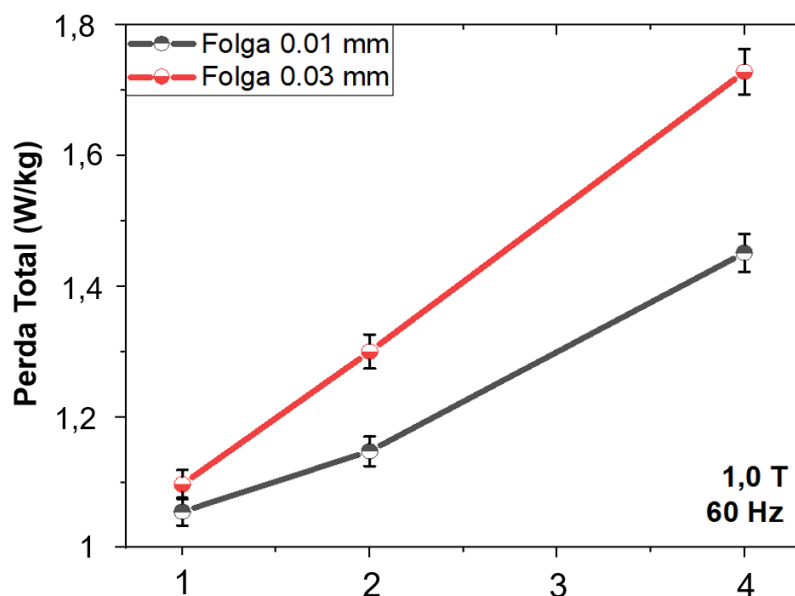
Figura 34 - Gráfico da perda total em relação as frequências com as condições de folga de corte e segmentação da lâmina a 1 T (10-400 Hz).



Fonte: autor.

Ao analisar como as perdas totais em função das folgas de corte, levando em consideração a quantidade de lâminas, a Figura 35 aponta que, a 1 T e 60 Hz, a folga de 0,03 mm promove maiores perdas em relação a folga de 0,01 mm. A quantidade 1, no eixo horizontal, se refere a uma lâmina de largura 30 mm, enquanto 2, a duas de 15 mm, e 4, a quatro amostras de 7,5 mm de largura cada.

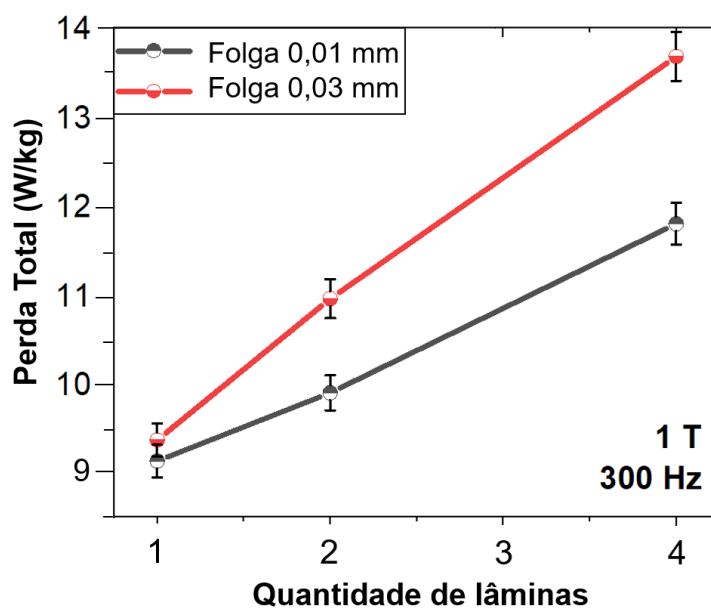
Figura 35 - Comportamento das perdas totais em relação a quantidade de lâminas a 1 T e 60 Hz.



Fonte: autor.

Na Figura 36 se vê a mesma análise do gráfico anterior, agora para 1 T e 300 Hz. Percebe-se que a mesma tendência ocorre com a folga de 0,03 mm apresentar valores de perda total maior que a de 0,01 mm em todo intervalo de análise.

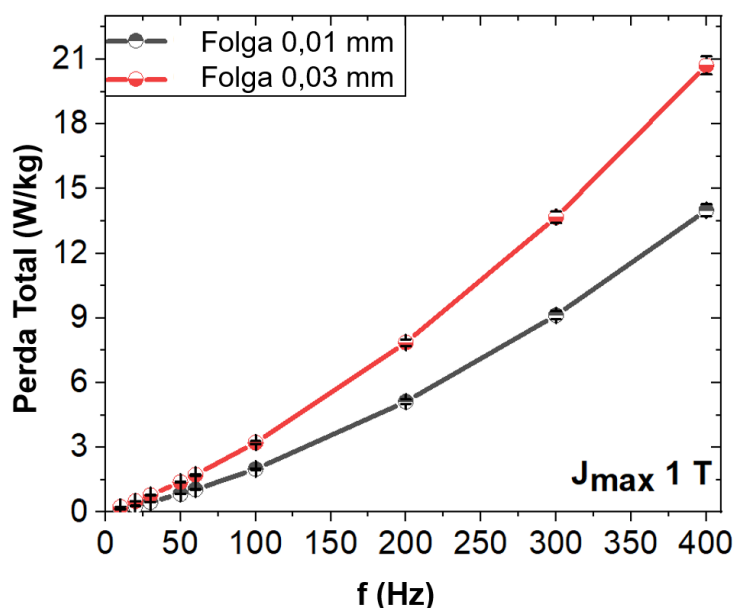
Figura 36 - Comportamento das perdas totais em relação a quantidade de lâminas a 1 T e 300 Hz.



Fonte: autor.

A Figura 37 mostra uma análise mais ampla: no espectro de frequências de 10 a 400 Hz, é exibido o comportamento das perdas totais a 1 T, comparando a lâmina de 7,5 mm na folga de 0,03 mm (em vermelho) e a lâmina de 30 mm na folga de 0,01 mm (em preto), sendo essas, a pior e a melhor condição de corte, respectivamente. Percebe-se que, em todos cenários analisados, a perda da folga de 0,03 mm (7,5 mm de largura) superou a da folga de 0,01 mm (30 mm de largura).

Figura 37 - Comportamento das perdas totais em relação a frequência para a polarização de 1 T.



Fonte: autor.

Assim, nos gráficos e tabelas mostrados nessa sessão do trabalho, é possível observar a evolução das perdas totais e como a segmentação no sentido do comprimento (aumento da quantidade de lâminas) e o aumento da folga de corte promovem o aumento das perdas magnéticas.

Na Tabela 11 são exibidos alguns dos valores de C_p após correção do *skin-effect*. Nessa tabela, como exemplo, são mostrados valores para frequência de 200 Hz, para a lâmina de 30 mm cortada na folga de 0,01 mm.

Tabela 11 - Valores de C_p corrigidos pelo *skin-effect* para frequência de 200 Hz, lâmina de 30 mm de largura, cortada na folga de 0,01 mm.

Polarização (T)	C_p (J.s/kg)	F(γ)	C_p corrigido (J.s/kg)
0,1	$3,24 \times 10^{-7}$	0,999	$3,24 \times 10^{-7}$
0,5	$8,10 \times 10^{-6}$	0,998	$8,10 \times 10^{-6}$
1	$3,24 \times 10^{-5}$	0,997	$3,23 \times 10^{-5}$
1,5	$7,29 \times 10^{-5}$	0,999	$7,28 \times 10^{-5}$

Fonte: autor.

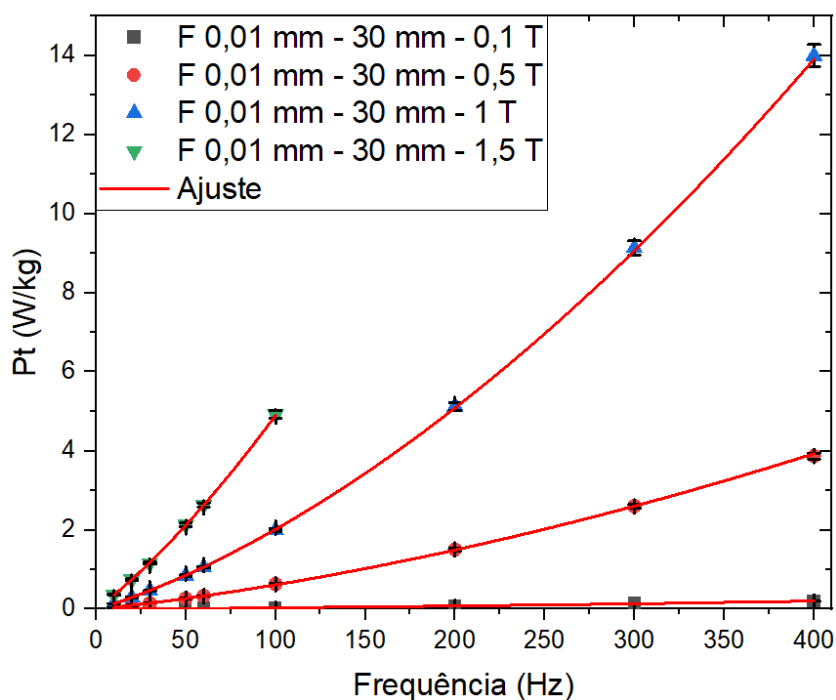
As correções de *skin-effect* foram implementadas para todas lâminas e folgas de corte na realização da separação das perdas. O passo seguinte foi a realização dos ajustes matemáticos para separação de perdas para se obter os coeficientes da perda histerética, C_h , e em excesso, C_e .

5.3.1.3. Resultados do ajuste matemático para encontrar C_h e C_e

No *software* OriginPro, foram inseridos os valores de C_p corrigidos pelo *skin-effect*, a fim de se realizar o ajuste matemático para cada polarização, 0,1 T; 0,5 T; 1 T e 1,5 T, obtendo os respectivos valores dos coeficientes de perda para as respectivas polarizações e condições de corte. Para as polarizações de 0,1 T, 0,5 T e 1 T foram realizados ajustes de 10 a 400 Hz, e para a maior polarização, 1,5 T, de 10 a 100 Hz.

A imagem dos ajustes realizados para a lâmina de 30 mm de largura, cortada na folga de corte de 0,01 mm, é exibida na Figura 38, onde P_t , no eixo y, é expressa em W/kg. As linhas vermelhas que conectam os pontos experimentais são as linhas de ajuste.

Figura 38 - Imagem dos ajustes matemáticos para a lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm.



Fonte: autor.

A Tabela 12 agrega todos os valores obtidos nos ajustes para os coeficientes C_h e C_e para a lâmina de 30 mm, folga de corte de 0,01 mm.

Tabela 12 - Valores obtidos de C_h e C_e no ajuste – lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm.

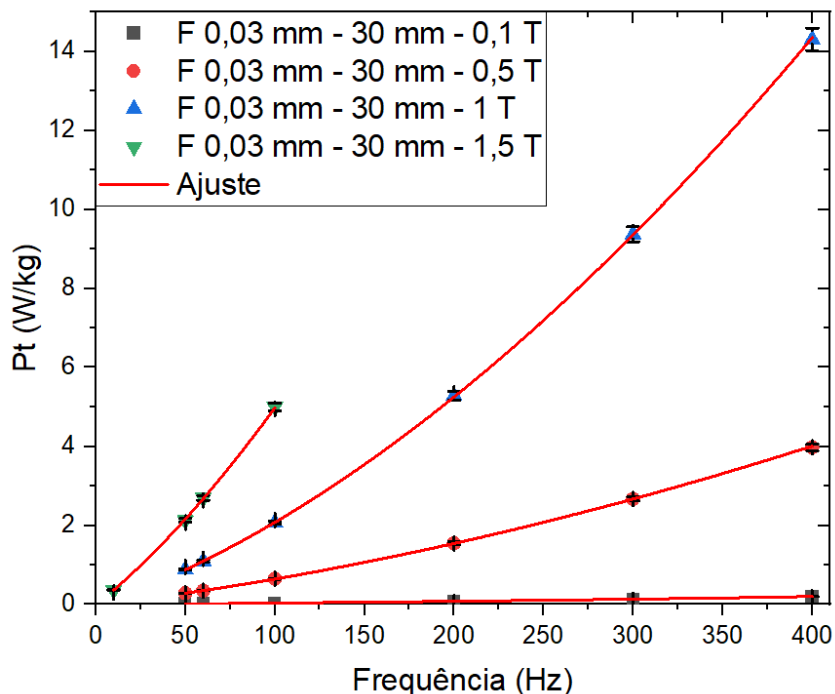
Polarização (T)	Coeficientes obtidos pelo ajuste ± incertezas		R^2
	C_h (J/kg)	C_e (J.s ^{0,5} /kg)	
0,1	$(2,23 \pm 0,08) \times 10^{-4}$	$(7,6 \pm 0,8) \times 10^{-6}$	0,998
0,5	$(4,10 \pm 0,04) \times 10^{-3}$	$(1,24 \pm 0,5) \times 10^{-4}$	0,999
1	$(1,21 \pm 0,01) \times 10^{-2}$	$(4,9 \pm 0,2) \times 10^{-4}$	0,999
1,5	$(3,17 \pm 0,06) \times 10^{-2}$	$(9,9 \pm 0,9) \times 10^{-4}$	0,999

Fonte: autor.

Os valores apresentados na Tabela 12 são consistentes com a ordem de grandeza encontrada na literatura, como em Pluta (2010) e Novak *et al.* (2017).

Os ajustes realizados para a lâmina de 30 mm de largura, cortada na folga de 0,03 mm, são exibidos na Figura 39.

Figura 39 - Imagem dos ajustes matemáticos para a lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm.



Fonte: autor.

Os valores encontrados para os coeficientes C_h e C_e para a lâmina de 30 mm, folga de corte de 0,03 mm são compilados na Tabela 13.

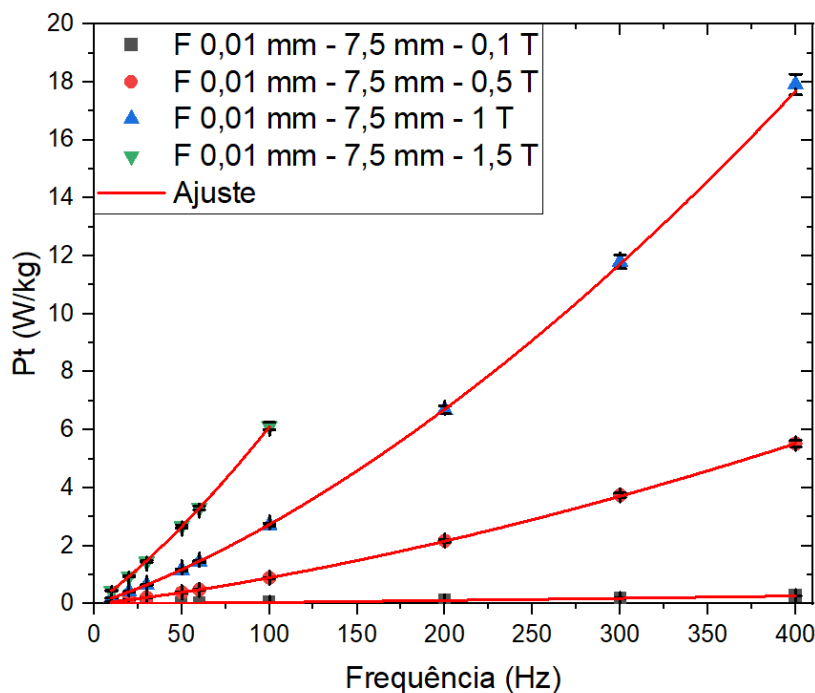
Tabela 13 - Valores obtidos de C_h e C_e no ajuste – lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm.

Polarização (T)	Coeficientes obtidos pelo ajuste ± incertezas		R^2
	C_h (J/kg)	C_e (J.s ^{0,5} /kg)	
0,1	$(2,34 \pm 0,07) \times 10^{-4}$	$(6,7 \pm 0,6) \times 10^{-6}$	0,999
0,5	$(4,46 \pm 0,06) \times 10^{-3}$	$(1,16 \pm 0,06) \times 10^{-4}$	0,999
1	$(1,22 \pm 0,01) \times 10^{-2}$	$(5,36 \pm 0,09) \times 10^{-4}$	0,999
1,5	$(3,25 \pm 0,07) \times 10^{-2}$	$(10 \pm 1) \times 10^{-4}$	0,999

Fonte: autor.

Para a lâmina de 7,5 mm de largura, cortada na folga de corte de 0,01 mm, os ajustes realizados são exibidos na Figura 40.

Figura 40 - Imagem dos ajustes matemáticos para a lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm.



Fonte: autor.

A Tabela 14 exibe os valores alcançados para os coeficientes C_h e C_e no ajuste realizado com os dados da lâmina de 7,5 mm de largura, cortada na folga de corte de 0,01 mm.

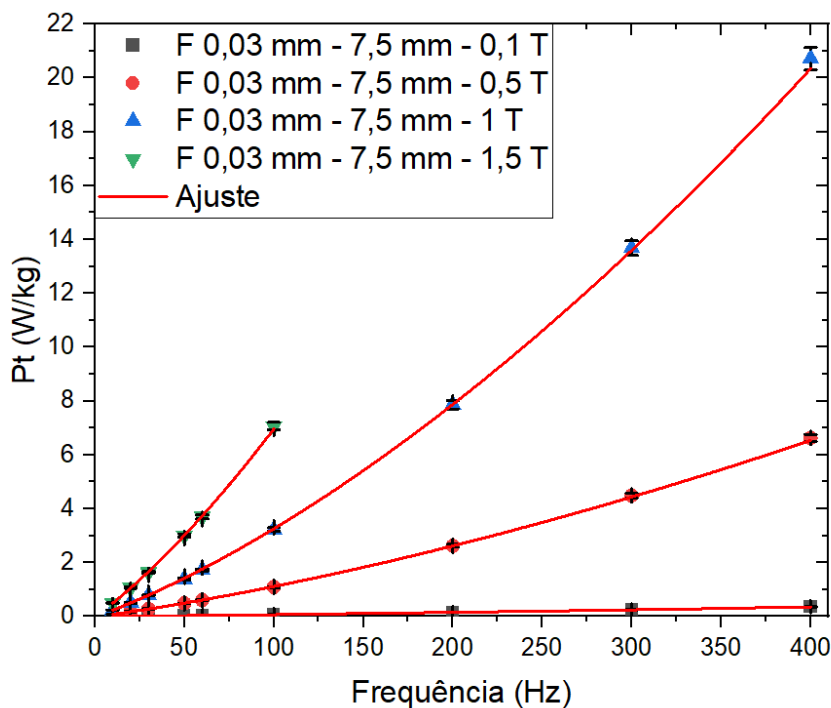
Tabela 14 - Valores obtidos de C_h e C_e no ajuste – lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm.

Polarização (T)	Coeficientes obtidos pelo ajuste ± incertezas		R^2
	C_h (J/kg)	C_e (J.s ^{0,5} /kg)	
0,1	$(4,27 \pm 0,04) \times 10^{-4}$	$(7,0 \pm 0,4) \times 10^{-6}$	0,999
0,5	$(5,86 \pm 0,05) \times 10^{-3}$	$(2,36 \pm 0,06) \times 10^{-4}$	0,999
1	$(1,71 \pm 0,02) \times 10^{-2}$	$(7,1 \pm 0,2) \times 10^{-4}$	0,999
1,5	$(3,97 \pm 0,06) \times 10^{-2}$	$(1,4 \pm 0,1) \times 10^{-3}$	0,999

Fonte: autor.

Os ajustes realizados nos dados referentes a lâmina de 7,5 mm de largura, cortada na folga de corte de 0,03 mm, são mostrados na Figura 41.

Figura 41 - Imagem dos ajustes matemáticos para a lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm.



Fonte: autor.

A Tabela 15 mostra os valores obtidos nos ajustes para os coeficientes C_h e C_e para a lâmina de 7,5 mm, folga de corte de 0,03 mm.

Tabela 15 - Valores obtidos de C_h e C_e no ajuste – lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm.

Polarização (T)	Coeficientes obtidos pelo ajuste ± incertezas		R^2
	C_h (J/kg)	C_e (J.s ^{0,5} /kg)	
0,1	$(5,85 \pm 0,04) \times 10^{-4}$	$(8,6 \pm 0,4) \times 10^{-6}$	0,999
0,5	$(7,6 \pm 0,1) \times 10^{-3}$	$(2,8 \pm 0,1) \times 10^{-4}$	0,999
1	$(2,08 \pm 0,03) \times 10^{-2}$	$(8,6 \pm 0,4) \times 10^{-4}$	0,999
1,5	$(4,27 \pm 0,09) \times 10^{-2}$	$(1,9 \pm 0,1) \times 10^{-3}$	0,999

Fonte: autor.

5.3.2. **Perdas separadas: P_h , P_p e P_e**

De posse dos valores de C_h , C_p e C_e , foi possível calcular os valores das perdas por histerese, parasita e em excesso, e ainda, observar como cada uma dessas perdas se comportaram com o aumento da polarização e frequência em cada uma das condições de corte do aço estudado. As sessões a seguir apresentam esses resultados para cada uma das quatro condições de corte.

5.3.2.1. **P_h , P_p e P_e para lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm**

A Tabela 16 exibe os valores das perdas magnéticas separadas para a lâmina na condição de 30 mm de largura cortada na folga de 0,01 mm, organizadas de acordo com as polarizações de 0,1 a 1,5 T para a frequência de 50 Hz.

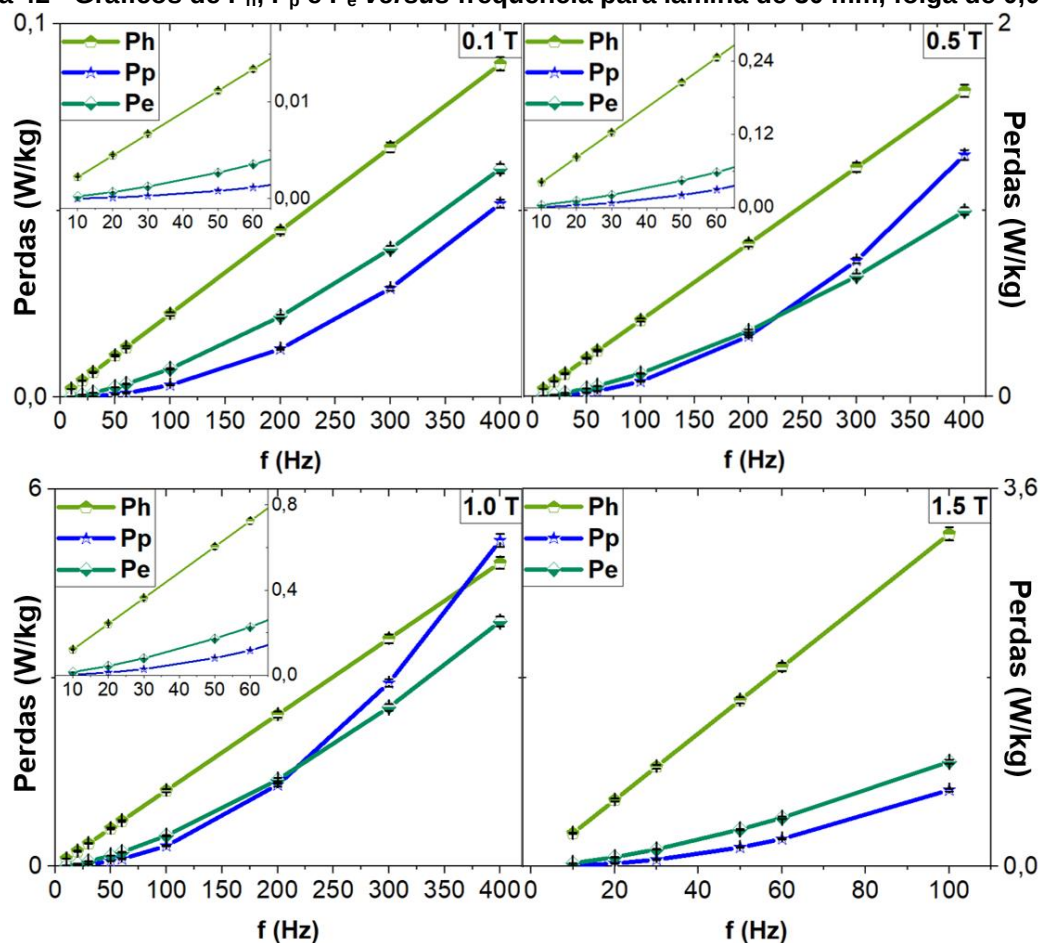
Tabela 16 - Valores de P_h , P_p e P_e a 50 Hz – lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm.

Indução (T)	Perdas magnéticas (W/kg)		
	por histerese	parasita	em excesso
0,1	0,0112	0,0008	0,0027
0,5	0,2050	0,0203	0,0440
1	0,6035	0,0810	0,1721
1,5	1,5850	0,1823	0,3531

Fonte: autor.

Com esses valores, foi possível traçar os gráficos com as perdas separadas para todas polarizações, nas frequências de 10 a 400 Hz. Os gráficos estão compilados na Figura 42. Foi incluída a barra de erro de 2% nos dados das perdas. As linhas são guias para os olhos.

Figura 42 - Gráficos de P_h , P_p e P_e versus frequência para lâmina de 30 mm, folga de 0,01 mm.



Fonte: autor.

O comportamento das perdas separadas nessas condições de corte indica que a 0,1 T, a perda por histerese é predominante sobre as demais, seguida da perda em excesso e a parasita, apresentando essa mesma tendência de 10 a 400 Hz. Já a 0,5 T, observa-se que a 300 Hz a perda parasita supera a perda em excesso e se torna a secundária. A 1 T a perda parasita se torna a maior das três perdas a 400 Hz. Quando analisado o cenário de 1,5 T, de 10 a 100 Hz é observado que a perda histerética é a mais significativa das três, seguida da perda em excesso, e, em terceiro plano, a perda parasita.

5.3.2.2. P_h , P_p e P_e para lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm

A Tabela 17 mostra os valores das perdas magnéticas separadas para a lâmina na condição de 30 mm de largura cortada na folga de 0,03 mm, para as polarizações de 0,1 a 1,5 T, na frequência de 50 Hz.

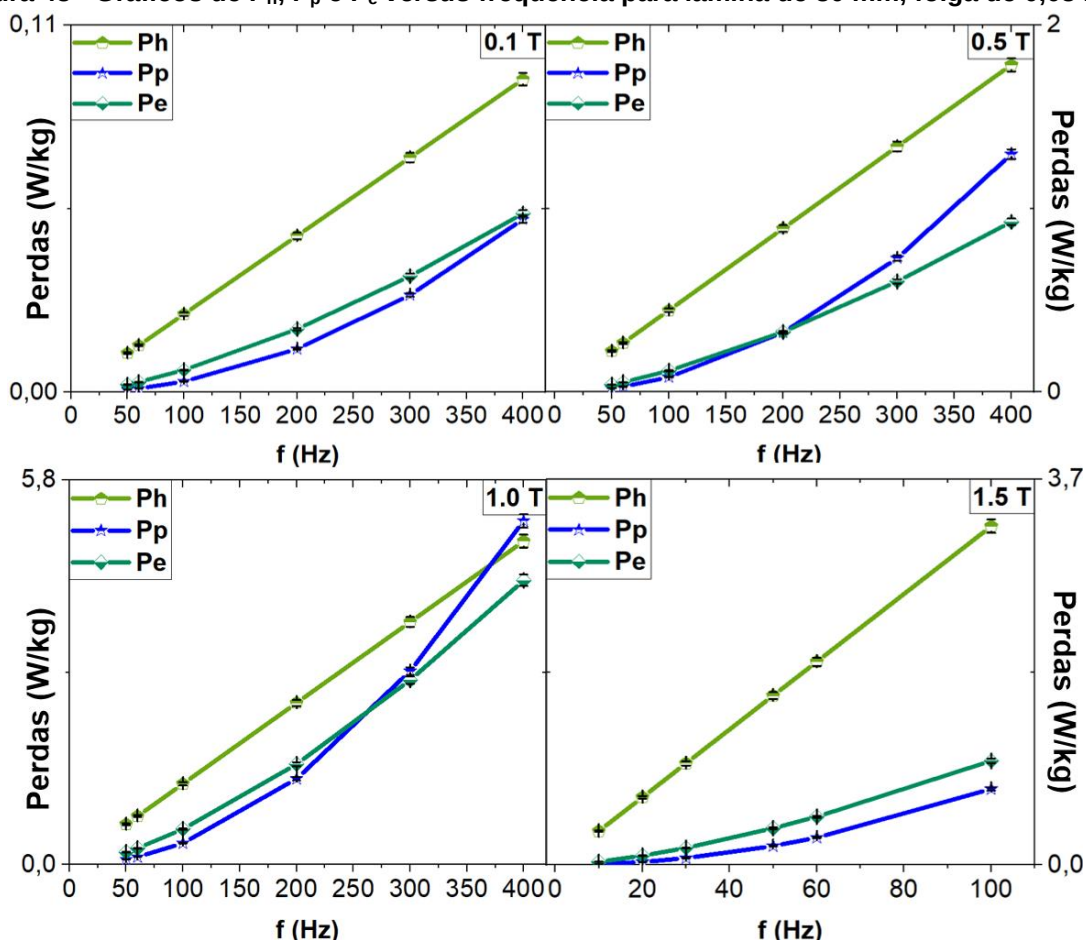
Tabela 17 - Valores de P_h , P_p e P_e a 50 Hz – lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm.

Indução (T)	Perdas magnéticas (W/kg)		
	por histerese	parasita	em excesso
0,1	0,0117	0,0008	0,0024
0,5	0,2230	0,0203	0,0410
1	0,6100	0,0810	0,1895
1,5	1,6255	0,1823	0,3532

Fonte: autor.

A seguir, foram plotados os gráficos com as perdas separadas para todas as polarizações, nas frequências de 10Hz a 400 Hz, como exibidos na Figura 43.

Figura 43 - Gráficos de P_h , P_p e P_e versus frequência para lâmina de 30 mm, folga de 0,03 mm.



Fonte: autor.

No comparativo com a condição de corte anterior, a 0,1 T, a diferença observada foi o encontro da perda parasita e em excesso a 400 Hz, bem como o cruzamento de P_p e P_e a 200 Hz na polarização de 0,5 T. A 1 T e 1,5 T foram observadas as mesmas tendências de comportamento para a lâmina de 30 mm cortada na folga de corte anterior.

5.3.2.3. P_h , P_p e P_e para lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm

A Tabela 18 apresenta os valores das perdas magnéticas por histerese, parasita e em excesso para a lâmina na condição de 7,5 mm de largura cortada na folga de 0,01 mm, nas polarizações de 0,1 a 1,5 T, para a frequência de 50 Hz.

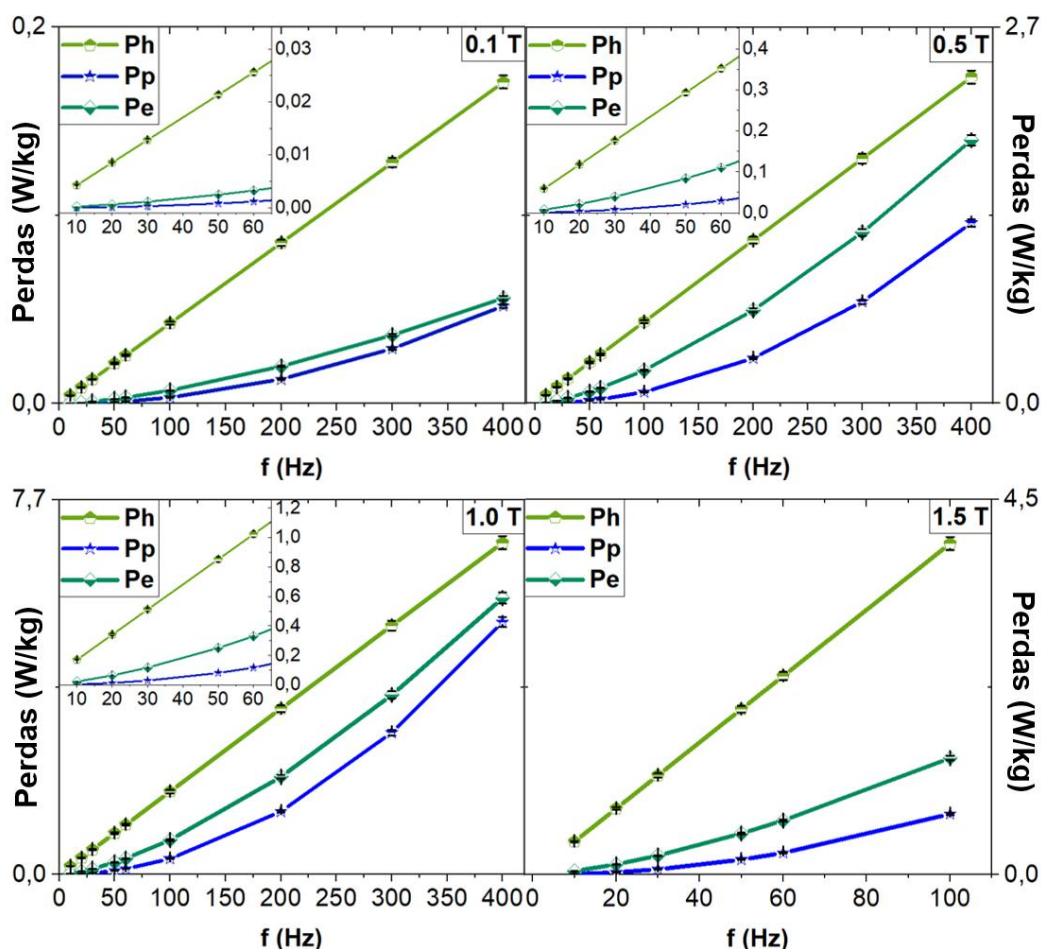
Tabela 18 - Valores de P_h , P_p e P_e a 50 Hz – lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm.

Indução (T)	Perdas magnéticas (W/kg)		
	por histerese	parasita	em excesso
0,1	0,0214	0,0008	0,0025
0,5	0,2930	0,0203	0,0835
1	0,8525	0,0810	0,2511
1,5	1,9860	0,1823	0,4950

Fonte: autor.

Os gráficos das perdas separadas para essa condição de corte são exibidos na Figura 44.

Figura 44 - Gráficos de P_h , P_p e P_e versus frequência para lâmina de 7,5 mm, folga de 0,01 mm.



Fonte: autor.

Na condição de corte de 7,5 mm de largura e folga de corte de 0,01 mm, o comportamento da perda parasita foi diferente para os cenários observados na largura de 30 mm. A 0,1 T, a relação de $P_h > P_p > P_e$ foi mantida. Porém, a 0,5 T, agora não há cruzamentos entre P_p e P_e no intervalo analisado de frequência, de 10 a 400 Hz. A mesma análise – sem cruzamentos entre as perdas – é válida para a polarização de 1 T, distinguindo das condições de corte anteriores. Porém, a 1,5 T, a mesma tendência $P_h > P_p > P_e$ foi preservada.

5.3.2.4. P_h , P_p e P_e para lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm

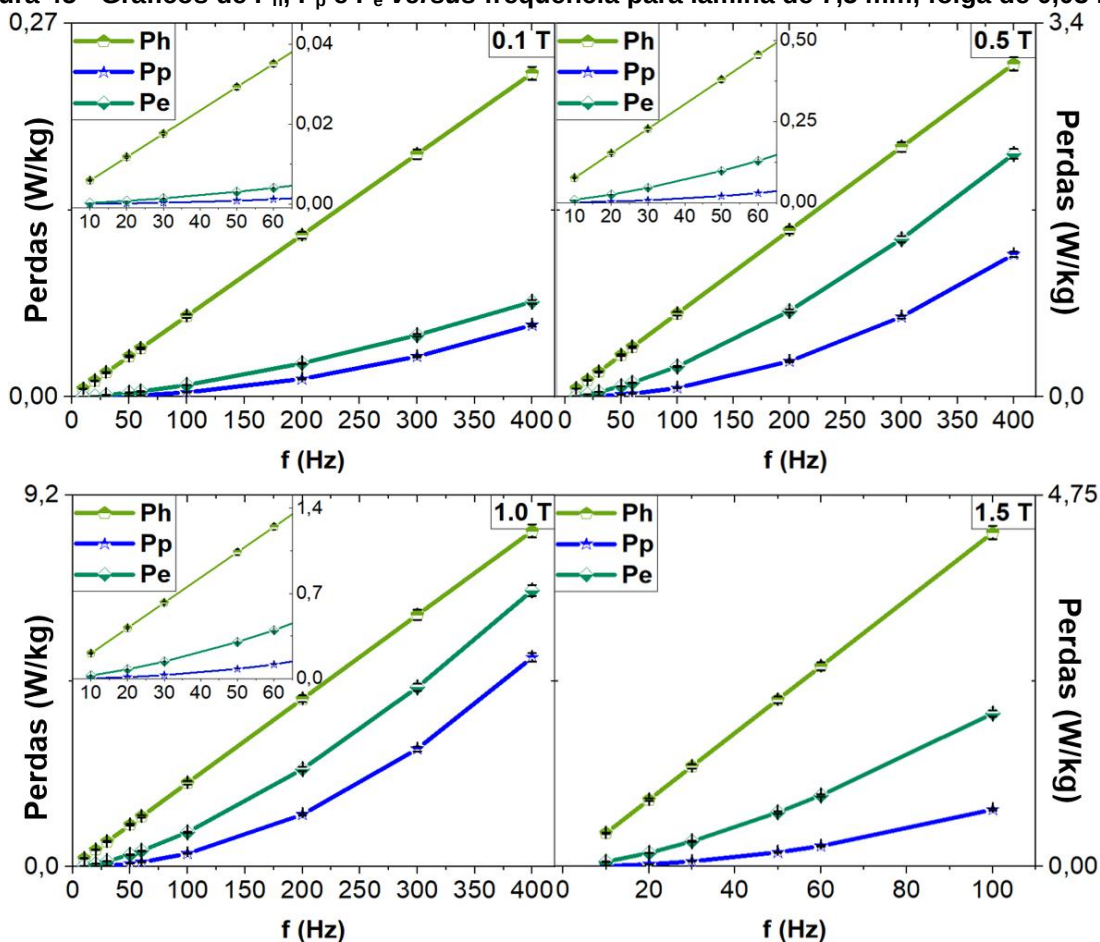
Os valores das perdas magnéticas na condição de corte de 7,5 mm de largura e folga de corte de 0,03 mm estão compilados na Tabela 19, para as polarizações de 0,1 a 1,5 T, na frequência de 50 Hz.

Tabela 19 - Valores de P_h , P_p e P_e a 50 Hz – lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm.

Indução (T)	Perdas magnéticas (W/kg)		
	por histerese	parasita	em excesso
0,1	0,0292	0,0008	0,0030
0,5	0,3790	0,0203	0,0978
1	1,0395	0,0810	0,3024
1,5	2,1365	0,1823	0,6930

Fonte: autor.

Os gráficos das perdas separadas para as respectivas polarizações e frequências de 10 a 400 Hz, são mostrados na Figura 45.

Figura 45 - Gráficos de P_h , P_p e P_e versus frequência para lâmina de 7,5 mm, folga de 0,03 mm.

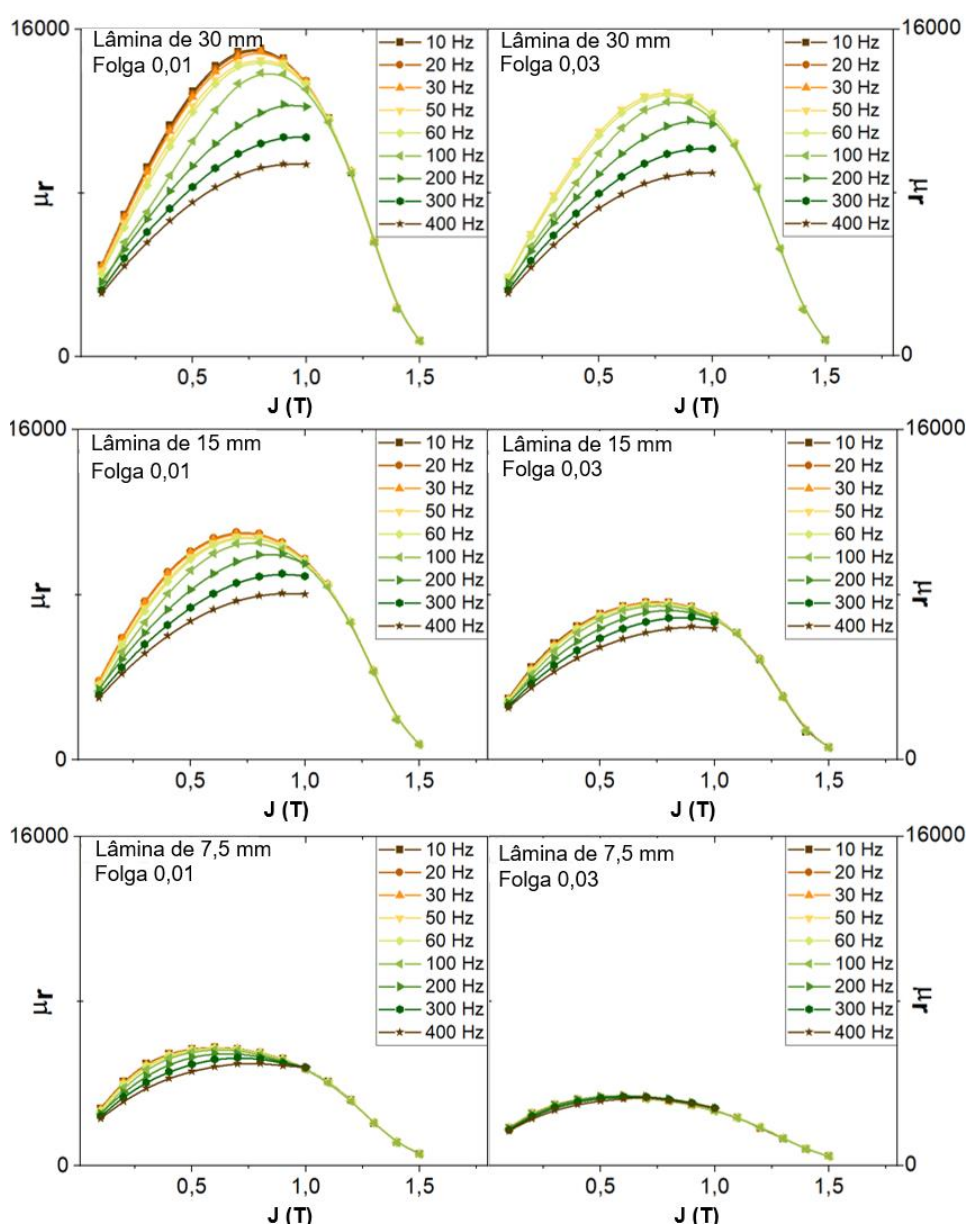
Fonte: autor.

A tendência de comportamentos de perdas para a condição de 7,5 mm e folga de corte de 0,03 mm foi idêntica para a folga de corte 0,01 mm, na mesma largura. Para o intervalo de polarizações de 0,1 T a 1,5 T, a tendência $P_h > P_p > P_e$ foi válida em todos cenários analisados.

5.3.3. Permeabilidade relativa

A Figura 46 mostra os valores da permeabilidade relativa (μ_r) em função do aumento da polarização nas diferentes condições de corte, com larguras de 30, 15 e 7,5 mm e folgas de corte 0,01 e 0,03 mm. Nesses gráficos, cada linha do representa uma frequência diferente, de 10 a 400 Hz. Como já apontado, os dados coletados de 3 a 100 Hz compreendem as polarizações de 0,1 a 1,5 T, e de 200 a 400 Hz, somente até 1 T.

Figura 46 - Gráfico de permeabilidade relativa *versus* polarização para diversas frequências nas condições de corte analisadas.



Fonte: autor.

Os resultados indicam que a μ_r foi fortemente afetada pelas mudanças nas condições de corte, de forma que, a lâmina de 30 mm de largura cortada na folga de 0,01 mm foi a que apresentou os maiores picos, enquanto que, as lâminas cortadas na folga de corte de 0,03 mm, tiveram os menores picos de permeabilidade relativa, apresentando variações em torno de 80%. A Tabela 20 apresenta os valores de pico de permeabilidade em cada condição de corte.

Tabela 20 - Valores de pico de μ_r nas diversas condições de corte.

Largura da lâmina (mm)	Folga de corte (mm)	Valor máximo de μ_r	J e H em que ocorreu o pico
30	0,01	15063	0,8 T / 10 Hz
30	0,03	12950 *	0,8 T / 50 Hz
15	0,01	11040 **	0,7 T / 20 Hz
15	0,03	7654	0,7 T / 20 Hz
7,5	0,01	5762	0,6 T / 10 Hz
7,5	0,03	3417	0,6 T / 200 Hz

(*) indica que os valores de 10-30 Hz não foram coletados

(**) indica que os dados de 10 Hz não estavam disponíveis.

Fonte: autor.

Os valores encontrados para μ_r apresentaram grande diferença entre as condições analisadas, sendo que a diferença percentual entre a melhor condição (folga de corte 0,01 mm e largura 30 mm) para a pior (0,03 mm e 7,5 mm) foi de 77%, mostrando que as condições de corte e segmentações das lâminas impactam fortemente as propriedades magnéticas. Nota-se ainda, que o pico de permeabilidade ocorreu em polarização mais altas para a melhor condição de corte, ocorrendo a 0,8 T, enquanto que, para a condição mais adversa, a 0,6 T. Nessa condição inferior, (folga de corte 0,03 mm e quatro lâminas de 7,5 mm), os picos de permeabilidade foram bem semelhantes nas frequências de 10-400 Hz, de forma que o pico de permeabilidade para a condição anteriormente apontada, de 0,6 T / 200 Hz, discrepância da tendência das demais condições de corte, com ocorrência predominante de picos de μ_r nas frequências mais baixas.

Os valores de permeabilidade relativa do aço estudado foram maiores do que os encontrados por Paltanea *et al.* (2020) e Kartigeyan e Ramaswamy (2017), o que demonstra suas excelentes propriedades.

6 CONCLUSÕES

Podemos afirmar que a preservação das propriedades magnéticas dos aços elétricos é o resultado equilibrado do processo de fabricação, da composição química e da tecnologia de corte. O corte por puncionamento aumenta muito o amassamento da borda cortada, mas continua sendo a escolha preferida pelos fabricantes de máquinas elétricas por sua prática histórica e alta produtividade.

O amassamento da região cortada derivado das folgas de corte afeta negativamente o desempenho magnéticos das chapas, mas, pode ser minimizado no projeto das ferramentas de corte e no monitoramento do desgaste dos dispositivos de estampagem durante seu uso; o tamanho da rebarba indica a degradação da ferramenta.

Em todos os cenários de polarização e frequências analisados, a lâmina de largura 30 mm e folga de 0,01 mm apresentou as menores perdas totais, e houve o aumento das perdas com mais segmentações e maior folga de corte acarretaram maiores perdas associadas.

Sempre os piores resultados de todas as “propriedades” avaliadas ocorreram para as lâminas de 7,5 mm de largura e cortadas com uma folga de 0,03 mm.

A permeabilidade relativa (μ_r), que é uma propriedade que indica quanto facilmente o material pode ser magnetizado, também apresentou resultados piores par as lâminas cortadas com 7,5 mm de largura e folga de 0,03 mm.

Foi verificado que o tamanho médio de grão encontrado ficou em 89,5 μm o que está em conformidade com a literatura, que cita a faixa entre 100 μm e 150 μm .

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Nesse capítulo do trabalho são feitas algumas sugestões de aprimoramento para o desenvolvimento de novos trabalhos, sendo uma delas outras abordagens.

Fabricantes de rotores de motores fracionários podem desconhecer estes estudos; eles usam aço de baixo carbono 1006/1008 que podem estar sem recozimento e com tolerância de forma desconhecida, sendo o caso, envolver os mesmos neste tema.

Durante a busca de literatura, foi percebido um esforço grande em se produzir materiais mais finos, com 0,15 mm de espessura e com uniformidade dimensional ao longo do comprimento e de largura. Investigar estes materiais seria interessante e em frequências maiores especialmente acima de 400 Hz em que vimos uma mudança na predominância entre as perdas estudadas (P_h), as perdas clássicas (P_c) e anômalas (P_e) superando a perda por histerese.

Na escolha dos parâmetros a serem investigados, escolher outros parâmetros de folga, tipicamente 0,01 mm; 0,03 mm; 0,5 mm e 0,7 mm, além de associar tamanho de grão com a textura anisotrópica do aço.

REFERÊNCIAS

ALMEIDA, Mônica Santos. **Análise comparativa da microestrutura e da dureza do aço ASTM A182 F22**. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, 2018.

ALVES, Edivânia Maria Martins; SILVEIRA, Carolina Cesconetto; DA CUNHA, Marco Antônio. Influence of stress relief annealing temperature on the cutting edge microstructure and on the recovery of magnetic properties of grain oriented electrical steel. **Materials Characterization**, [S.L.], v. 166, n. 1, p. 110408-110408, ago. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matchar.2020.110408>.

ALVES, Edivânia Maria Martins; SILVEIRA, Carolina Cesconetto; OLIVEIRA JÚNIOR, José Rogério de; LANDGRAF, Fernando José Gomes. Magnetic anisotropy reduction of non-grain oriented electrical steel due to different stress relief annealing temperatures. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, [S.L.], v. 593, p. 171878, mar. 2024. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmmm.2024.171878>.

AN, Ling-Zi; WANG, Yin-Ping; SONG, Hong-Yu; WANG, Guo-Dong; LIU, Hai-Tao. Improving magnetic properties of non-oriented electrical steels by controlling grain size prior to cold rolling. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, [S.L.], v. 491, p. 165636, dez. 2019. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmmm.2019.165636>.

APERAM (Brasil). **Aços Elétricos de Grão Orientado de Grão Não-Orientado**. 2012. Disponível em: <https://brasil.aperam.com/wp-content/uploads/2015/08/A%C3%A7os-El%C3%A9tricos-GO-e-GNO.pdf>. Acesso em: 04 ago. 2022.

APERAM (Brasil). **Aços Elétricos: sustentabilidade e eficiência**. São Paulo: Aperam South America, 2024. 14 p. Disponível em: https://www.aperam.com/sites/default/files/documents/Os_A%C3%A7os_Eletricos_pt.pdf. Acesso em: 10 maio 2024.

ARAKAKI, T. T. N. **Influência dos parâmetros metalúrgicos nas propriedades mecânicas e magnéticas de aços elétricos semiprocessados de grão não orientado**. [s.l.] Universidade Federal de Santa Catarina, 2020.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT 5161: Produtos laminados planos de aço para fins elétricos - Verificação das propriedades**. Brasil, 1977.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM E112-13**: Standard Test Methods for Determining Average Grain Size. Pa: Astm, 2013.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM E384-22**: Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials. Pa: Astm, 2022.

BARROS, André (São Paulo). Autodata (ed.). **ANFAVEA projeta venda de 70 mil eletrificados em 2023**. 2023. Disponível em: <https://www.autodata.com.br/noticias/2023/03/09/anfavea-projeta-venda-de-70-mil-eletrificados-em-2023/52412/>. Acesso em: 14 out. 2023.

BERTOTTI, G. General properties of power losses in soft ferromagnetic materials. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 24, n. 1, p. 621–630, jan. 1988.

BOHDAL, Ł.; PATYK, R.; TANDECKA, K.; GONTARZ, S.; JACKIEWICZ, D.. Influence of shear-slitting parameters on workpiece formation, cut edge quality and selected magnetic properties for grain-oriented silicon steel. **Journal Of Manufacturing Processes**, [S.L.], v. 56, n. 1, p. 1007-1026, ago. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.05.049>.

BOHN, F.; GÜNDEL, A.; SEVERINO A. M.; LANDGRAF, F. J. G.; SOMMER, R. L. Propriedades magnéticas de aços elétricos de grão não orientado. In: XVI CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS, 2004, Porto Alegre, **Anais [...]** 2004. p. 1 - 13.

CALLISTER JR., William D; RETHWISH, David G. **Ciência e engenharia dos materiais**: Uma introdução. 9 ed. New York: John Wiley & Sons, 2016.

CALVILLO, Nephtali; SORIA, Ma.; SALINAS, Armando; GUTIÉRREZ, Emmanuel; REYES, Iván; CARRILLO, Francisco. Influence of Thickness and Chemical Composition of Hot-Rolled Bands on the Final Microstructure and Magnetic Properties of Non-Oriented Electrical Steel Sheets Subjected to Two Different Decarburizing Atmospheres. **Metals**, [S.L.], v. 7, n. 6, p. 229, 21 jun. 2017. MDPI AG. <http://dx.doi.org/10.3390/met7060229>.

CASTRO, Nicolau Apoená; LANDGRAF, Fernando José Gomes; SILVA, Eduardo Cavalcante da; YONAMINE, Taeko. Efeito do tamanho de grão na bobina a quente na evolução da textura de aços elétricos semiprocessados. In: CONGRESSO ANUAL DA ABM, 63., 2008, Santos. **Anais [...]** . [S.L.]: Abm, 2008. p. 2935-2946. Disponível em: dx.doi.org/10.5151/2594-5327-0318. Acesso em: 03 maio 2024.

DE CAMPOS, M. F.; SABLİK, M.J.; LANDGRAF, F.J.G.; HIRSCH, T.K.; MACHADO, R.; MAGNABOSCO, R.; GUTIERREZ, C.J.; BANDYOPADHYAY, A. Effect of rolling on the residual stresses and magnetic properties of a 0.5% Si electrical steel. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v. 320, p. e377–e380, 2008.

DE MATOS, L. C. S. et al. Dependence of coercivity, relative permeability and magnetic losses on oscillating magnetic field frequencies and maximum polarisation for NGO and HGO steels. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v. 587, n. September, p. 171211, 2023.

EMIC. **Manual da linha DL - Equipamento modelo: DL 5000/10000** . 4 ed. [S.L.]. Disponível em: vdocuments.site/manual-ensaio-tracao-dl10000-emic.html?page=2. Acesso em: 09 out. 2022.

EMURA, M. et al. The influence of cutting technique on the magnetic properties of electrical steels. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v. 254–255, p. 358–360, jan. 2003.

FERREIRA, Jetson Lemos; TEPEDINO, José Osvaldo Amaral; WOLFF, Marco Antonio. Avaliação do efeito do corte por cisalhamento na capacidade de flangeamento de aços IF, HSLA e Dual Phase. In: SEMINÁRIO DE LAMINAÇÃO - PROCESSOS E PRODUTOS LAMINADOS E REVESIDOS - INTERNACIONAL, 51.,

2014, Foz do Iguaçu. **Anais [...]**. [S.L.]: Abm, 2014. v. 51, p. 3138-3149. Disponível em: dx.doi.org/10.5151/1983-4764-25639. Acesso em: 17 maio 2024.

FÜZER, Ján; DOBÁK, Samuel; PETRYSHYNETS, Ivan; KOLLÁR, Peter; KOVÁČ, František; SLOTA, Ján. Correlation between Cutting Clearance, Deformation Texture, and Magnetic Loss Prediction in Non-Oriented Electrical Steels. **Materials**, [S.L.], v. 14, n. 22, p. 6893, 15 nov. 2021. MDPI AG. <http://dx.doi.org/10.3390/ma14226893>.

GONTARSKI, T. L.; CASALI, R. M.; MIKOWSKI, A. Dureza vickers – definição, normatização e perspectivas de pesquisa: uma revisão. **Brazilian Journal of Development**, v. 7, n. 2, p. 15736-15754, 2021.

HASBERG SCHNEIDER GMBH. **Precision gauge tape and reference sheets**. 2024. Disponível em: <https://www.hasberg-schneider.de/en/services/precision-thickness-gauge-strip-custom-dimensions/>. Acesso em: 17 maio 2024.

HESPAANHOL, Heber de Carvalho. **Eletroerosão por fio em metal duro para ferramentas de estampagem de lâminas de motores elétricos**. 2009. 118 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Santa Catarina, 2009.

HOFMANN, Markus; NAUMOSKI, Hristian; HERR, Ulrich; HERZOG, Hans-Georg. Magnetic Properties of Electrical Steel Sheets in Respect of Cutting: micromagnetic analysis and macromagnetic modeling. **IEEE Transactions on Magnetics**, [S.L.], v. 52, n. 2, p. 1-14, fev. 2016. Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE). <http://dx.doi.org/10.1109/tmag.2015.2484280>.

HØYER, K. G. The history of alternative fuels in transportation: The case of electric and hybrid cars. **Utilities Policy**, v. 16, n. 2, p. 63–71, 1 jun. 2008.

INSTITUTO AÇO BRASIL (Brasil). **Estatísticas da Siderurgia**: 2º trimestre de 2023. Rio de Janeiro: Instituto Aço Brasil, 2023. 20 p. Disponível em: https://acobrasil.org.br/site/wp-content/uploads/2023/08/Estatistica-da-Siderurgia_2o_TRI_2023.pdf. Acesso em: 13 maio 2024.

ISO 6507-1: Metallic Materials - Vickers hardness test - Part 1: Test method. 5 ed. Switzerland: ISO, 2023. 12 p. Disponível em: <https://cdn.standards.iteh.ai/samples/83898/e08ffc7223ac43bdba0d0a326bd8f891/ISO-6507-1-2023.pdf>. Acesso em: 01 jun. 2023.

JUNIOR, D. L. R. Efeito Do Tamanho De Grão E Da Indução Magnética Sobre O Campo Coercivo E Dissipação De Energia Por Histerese Em Aços Para Fins Elétricos. p. 119, 2010.

KARTIGEYAN, J.; RAMASWAMY, M.. Effect of Material Properties on Core Loss in Switched Reluctance Motor using Non-Oriented Electrical Steels. **Journal Of Magnetics**, [S.L.], v. 22, n. 1, p. 93-99, 31 mar. 2017. The Korean Magnetics Society. <http://dx.doi.org/10.4283/jmag.2017.22.1.093>.

LANDGRAF, F. J. G. **Propriedades Magnéticas de Aços para fins Elétricos**. 2002.

LANDGRAF, F.J.G. **Microestrutura e propriedades magnéticas**. Universidade de São Paulo (USP), Escola Politécnica PMT, São Paulo, 2014.

LANDGRAF, Fernando J. G.; TAKANOHASHI, Rubens; DE CAMPOS, Marcos F. de. **Tamanho de grão e textura dos aços elétricos de grão não-orientado**. São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2002. 28 p.

LIMA, G. C. L. de S., DA SILVA, G.L.R., ALBUQUERQUE NETO, G. dos S.. **Mobilidade elétrica**: o ônibus elétrico aplicado ao transporte público no Brasil, Revista dos Transportes Públicos - ANTP - Ano 41 – 2º quadrimestre, 2019.

MANUTENÇÃO.NET (Brasil). **Motores elétricos são responsáveis pelo consumo de 68% da energia elétrica das fábricas, diz Procel**. 2024. Disponível em: <https://manutencao.net/motores-eletricos-sao-responsaveis-pelo-consumo-de-68-da-energia-eletrica-das-fabricas-diz-procel/>. Acesso em: 17 maio 2024.

MEURER, Evandro Jacob. **Estudo das perdas magnéticas interlaminares em máquinas elétricas**. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

MOSES, A. J. Energy efficient electrical steels: Magnetic performance prediction and optimization. **Scripta Materialia**, v. 67, p. 560 - 565, 2012.

NOVAK, G. et al. Improved model based on the modified Steinmetz equation for predicting the magnetic losses in non-oriented electrical steels that is valid for elevated temperatures and frequencies. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 53, n. 10, 2017.

NUNES, C. S.; SILVA NETO, A. S.; MIRANDA, V. A. Q.; MATOS, L. C. S.; FAVARATO, L. N. O.; ROCCO, D. L. Influence of the cutting process, heat treatment, and maximum magnetic induction on the magnetic properties of highly oriented electrical steels. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v. 537, p. 1-7, 2021.

OLIVEIRA, Yasmin Emily de Souza. **Desafios para a disseminação da mobilidade elétrica no cenário brasileiro**: uma abordagem regulatória e econômica. 2023. 92 f. Dissertação (Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Eletricidade/CCET) - Universidade Federal do Maranhão, São Luís, 2023.

OUYANG, Gaoyuan; CHEN, XI; LIANG, Yongfeng; MACZIEWSKI, Chad; CUI, Jun. Review of Fe-6.5 wt%Si high silicon steel—A promising soft magnetic material for sub-kHz application. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, [S.L.], v. 481, p. 234-250, jul. 2019. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmmm.2019.02.089>.

PALTANEA, G. et al. Influence of cutting technologies on the magnetic anisotropy of grain oriented electrical steel. **2017 Electric Vehicles International Conference, EV 2017**, v. 2017- Janua, p. 1–4, 2017.

PALTANEA, G. et al. Application of orientation distribution functions' theory in the

case of grain-oriented steels cut through classical and non-conventional technologies. **International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics**, v. 61, n. S1, p. S131–S139, 2019a.

PALTANEA, G. et al. Cutting Technologies Influence on Magnetic Properties of Electrical Steels used in High-Efficiency Motors Manufacturing. **Proceedings 2019 International Aegean Conference on Electrical Machines and Power Electronics, ACEMP 2019 and 2019 International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment, OPTIM 2019**, p. 166–171, 2019b.

PALTANEA, Gheorghe; (PALTANEA), Veronica Manescu; STEFANOIU, Radu; NEMOIANU, Iosif Vasile; GAVRILA, Horia. Correlation between Magnetic Properties and Chemical Composition of Non-Oriented Electrical Steels Cut through Different Technologies. **Materials**, [S.L.], v. 13, n. 6, p. 1455, 23 mar. 2020. MDPI AG. <http://dx.doi.org/10.3390/ma13061455>.

PAN, H.; ZHANG, Z.; XIE, J. The effects of recrystallization texture and grain size on magnetic properties of 6.5 wt% Si electrical steel. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v. 401, p. 625–632, 2016.

PLUTA, W. A. Some properties of factors of specific total loss components in electrical steel. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 46, n. 2, p. 322–325, 2010.

PRESIDÊNCIA DO CONSELHO DE MINISTROS. Aprova o Plano Nacional Energia e Clima 2030 (PNEC 2030). **Resolução do Conselho de Ministros N.º 53/2020**. 53. ed. Brasília: Diário da República, 10 jul. 2020. v. 53, p. 2-158. Disponível em: <https://diariodarepublica.pt/dr/detalhe/resolucao-conselho-ministros/53-2020-137618093>. Acesso em: 24 maio 2024.

RODRIGUES JUNIOR, Daniel Luiz. **Efeito da deformação plástica sobre as propriedades magnéticas em aços para fins elétricos**. 2015. 122 f. Tese (Doutorado) - Curso de Doutorado em Engenharia, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2015.

SANTOS, J. P. **Influências do ângulo de corte e da anisotropia nas propriedades magnéticas dos aços elétricos - O efeito textura**. [s.l.] UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA, 2005.

SÃO PAULO (Município). **Lei N° 14.933 de 5 de Junho de 2009**: Institui a Política de Mudança do Clima no Município de São Paulo. São Paulo, SP, Disponível em: <http://legislacao.prefeitura.sp.gov.br/leis/lei-14933-de-05-de-junho-de-2009>. Acesso em: 14 out. 2023.

SÃO PAULO (Município). **Lei N° 16.802, de 17 de Janeiro de 2018**. Dispõe sobre o uso de fontes motrizes de energia menos poluentes e menos geradoras de gases do efeito estufa na frota de transporte coletivo urbano do Município de São Paulo. São Paulo, SP, Disponível em: <http://leismunicipa.is/gtevr>. Acesso em: 14 out. 2023.

SILVEIRA, Fabrício Dreher; SCHAEFFER, Lírio. Diretrizes para projeto de ferramenta de estampagem: parte I. **Ferramental**: Revista Brasileira da Indústria de Ferramentais, Santa Catarina, v. 1, n. 1, p. 13-19, 1 maio 2008. Disponível em:

<https://www.cbcm-metalfforming.com/publicacoes/2008/Diretrizesparte1.pdf>. Acesso em: 17 maio 2024.

TIETZ, Marco; HERGET, F.; VON PFINGSTEN, G.; STEENTJES, Simon; TELGER, K.; HAMEYER, K.. Effects and advantages of high-strength non grain oriented (NGO) electrical steel for traction drives. **3Rd International Electric Drives Production Conference (Edpc)**, [S.L.], v. 3, n. 1, p. 1-6, out. 2013. IEEE. <http://dx.doi.org/10.1109/edpc.2013.6689721>.

WEI, Xuefei; KRÄMER, Alexander; HIRT, Gerhard; STÖCKER, Anett; KAWALLA, Rudolf; HELLER, Martin; KORTE-KERZEL, Sandra; BÖHM, Lucas; VOLK, Wolfram; LEUNING, Nora; HAMEYER, Kay; LOHMAR, Johannes. Influence of Process Parameters on Grain Size and Texture Evolution of Fe-3.2 wt.-% Si Non-Oriented Electrical Steels. **Materials**, [S.L.], v. 14, n. 22, p. 6822-6843, 12 nov. 2021. MDPI AG. <http://dx.doi.org/10.3390/ma14226822>.

XAVIER, E.J. **Influência das assimetrias geométricas na coroa do estator no desempenho de motores de indução trifásico**. Dissertação. Mestrado em Engenharia Elétrica. Universidade de Santa Catarina, Florianópolis, 2008.

ZIRKA, Sergey E.; MOROZ, Yuriy I.; MARKETOS, Philip; MOSES, Anthony J.. Loss Separation in Nonoriented Electrical Steels. **IEEE Transactions On Magnetism**, [S.L.], v. 46, n. 2, p. 286-289, fev. 2010. Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE). dx.doi.org/10.1109/tmag.2009.2032858.