



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

EDUARDO PIRES BONHIN

**Estudo do processo de furação do laminado metal fibra de alumínio 2024-T3 e epóxi
reforçado com fibra de vidro**

Guaratinguetá, SP

2019

Eduardo Pires Bonhin

**Estudo do processo de furação do laminado metal fibra de alumínio 2024-T3 e epóxi
reforçado com fibra de vidro**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia
do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual
Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, para a obtenção
do título de Mestre em Engenharia Mecânica na área
de Materiais

Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro
Co-orientador: Prof. Dr. Edson Cocchieri Botelho

Guaratinguetá, SP

2019

B714e	Bonhin, Eduardo Pires Estudo do processo de furação do laminado metal fibra de alumínio 2024-T3 e epóxi reforçado com fibra de vidro / Eduardo Pires Bonhin–Guaratinguetá, 2019. 130 f : il. Bibliografia: f. 121-130 Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2019. Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro Coorientador: Prof. Dr. Edson Cocchieri Botelho 1. Usinagem 2. Materiais laminados 3. Materiais compostos I. Título. CDU 621.9(043)
-------	---



EDUARDO PIRES BONHIN

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO
TÍTULO DE
"MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA"

APROVADO EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

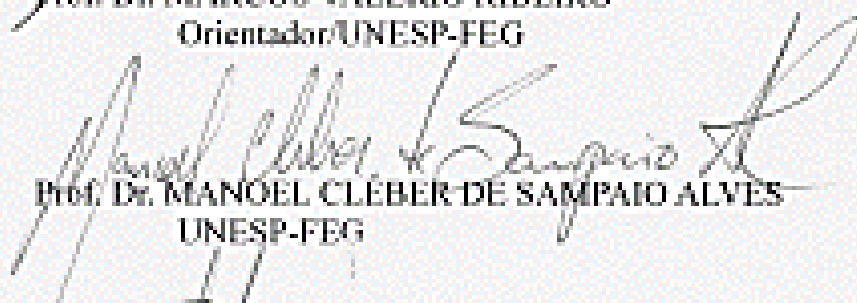


Prof.^a Dr. Ivonete Ávila
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:



Prof. Dr. MARCOS VALÉRIO RIBEIRO
Orientador/UNESP-FEG



Prof. Dr. MANOEL CLÉBER DE SAMPAIO ALVES
UNESP-FEG



Prof. Dr. JOÃO ROBERTO FERREIRA
IEGP/UNIFEI

Fevereiro de 2019

DADOS CURRICULARES

EDUARDO PIRES BONHIN

NASCIMENTO 01.08.1991 – CAMPINAS/ SP

FILIAÇÃO Jane Raquel Pires Bonhin
 João Fernando Bonhin Junior

2011/2016 Curso de Graduação
 Engenharia de Materiais, na Faculdade de Engenharia do Campus de
 Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.

2017/2019 Curso de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, nível de
 Mestrado, na Faculdade de Engenharia do Campus de
 Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro por aceitar ser meu orientar num momento tão indeciso de minha graduação e continuar no mestrado, por sempre estar disposto a ajudar e também por me aconselhar em mais uma etapa.

Ao meu co-orientador, Prof. Dr. Edson Cocchieri Botelho por aceitar participar da realização desse trabalho, bem como por auxiliar e ajudar em diversos aspectos do mesmo.

Aos técnicos e demais professores que auxiliaram na realização dos ensaios e disponibilizaram seu tempo para ajudar a concretizar desse trabalho.

As empresas Seco Tools e OSG Sulamericana pela parceria e disponibilidade para fornecimento das ferramentas de corte.

A Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” (Unesp), Campus de Guaratinguetá por disponibilizar toda a infraestrutura necessária para realização desta dissertação.

E a amiga e noiva Sarah David Müzel que me ajudou na realização dos ensaios, na escrita e formatação da dissertação, me orientando sempre de maneira positiva e incentivadora.

Agradeço a todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram para esta dissertação.
Obrigado.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior- Brasil (CAPES) - código de financiamento 001.

“As circunstancias do nascimento de alguém são irrelevantes; é o que você faz com o dom da vida que determina quem você é.”

Takeshi Shudō

RESUMO

A utilização de materiais compósitos em componentes do setor aeronáutico vem crescendo muito nos últimos anos. Isso se deve ao fato destes materiais apresentarem boas propriedades mecânicas, aliadas a sua baixa massa específica. Dentre estes, os laminados metal fibra, são uma classe de materiais que vem ganhando destaque. Contudo seu emprego na maioria dos casos, requer a confecção de furos, algo que é muito complexo e pode causar danos ao material. Portanto, o objetivo desta pesquisa foi estudar o processo de furação em cheio de um laminado de metal fibra de alumínio 2024-T3/epóxi/fibra de vidro apoiado no alumínio 7075, aplicando diferentes parâmetros de usinagem para avaliar a influência na qualidade dos furos e o desgaste das ferramentas, correlacionando com a potência consumida, vibração, força de avanço, variações dimensionais nos furos e alteração das propriedades mecânicas do material. Para tal, o material foi processado via moldagem por compressão a quente e caracterizado por meio dos ensaios de cisalhamento interlaminar (ILSS), cisalhamento por compressão (CST) e *Lap shear*. Posteriormente, foram realizados processos de furação utilizando 4000, 6000 e 8000 rpm, bem como avanços de 0,05; 0,1 e 0,2 mm/rot. Após a análise dos resultados, pode-se concluir que os parâmetros influenciaram nos dados de potência, vibração e força de avanço, bem como houve variação significativa nos diâmetros obtidos, sendo que o melhor resultado ocorreu para combinação de 6000 rpm com 0,05mm/rot. Também pode-se afirmar há uma tendência da resistência ao cisalhamento do ensaio de *Lap Shear* em função dos parâmetros de corte.

PALAVRAS-CHAVE: Usinagem. FML. Delaminação. Potência. Vibração. Força de avanço. Desgaste. *Lap-shear*.

ABSTRACT

The use of composite materials in aeronautical components has been increased in the last years. This is due to these material presente good mechanical properties, allied with low specific mass. Among them, the fiber metal laminated (FML) are a class of materials that has been gaining prominence. However, its use in most cases requires the drilling of holes, which is very complex and can cause damage to the material. Therefore, the objective of this research was to study the conventional drilling process in aeronautical aluminum structures reinforced with fiber metal laminates. Applying different machining parameters, to evaluate the delamination and the wear tools, correlating with the power consumed, vibration, advance force, dimensional variations in the holes and variation of the mechanical properties on material. For this, the material was processed by hot compression molding and characterized by interlaminar shear stress (ILSS), compression shear test (CST) and Lap-shear. Afterwards, drilling processes were carried out using 4000, 6000 and 8000 rpm, as well as an advance of 0.05; 0.1 and 0.2 mm / rot. After the analysis of the results, it was possible to conclude that the parameters influenced the data of power, vibration and force of advance, as well as there was significant variation in the diameters obtained, being the best result occurred for a combination of 6000 rpm with 0,05mm / rot. It can also be stated that there is a tendency of shear strength of the Lap Shear test as a function of cutting parameters.

KEYWORDS: Machining. FML. Delamination. Power. System. Thrust force. Wear. Lap-shear.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	11
2 OBJETIVOS.....	13
2.1 GERAIS.....	13
2.2 ESPECÍFICOS.....	13
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	14
3.1 COMPÓSITOS.....	14
3.1.1 Compósitos poliméricos estruturais.....	16
3.1.1.1 Laminados Metal Fibra.....	17
3.1.1.1.1 GLARE®.....	20
3.2 USINAGEM.....	27
3.2.1 Furação.....	28
3.2.2 Furação de materiais compósitos.....	30
3.2.2.1 Delaminação.....	31
3.2.2.2 Delaminação na furação de compósitos.....	32
3.2.2.3 Fatores que influenciam a delaminação na furação.....	33
3.2.2.3.1 Velocidade de Corte e de Avanço.....	33
3.2.2.3.2 Geometria das brocas.....	34
3.2.2.3.3 Força de avanço.....	36
3.2.2.3.4 Apoio na furação.....	39
3.2.2.4 Cálculo da delaminação no processo de furação.....	40
3.2.3 Complicações no processo de furação.....	42
3.2.4 Ferramentas de corte.....	43
3.2.4.1 Materiais para ferramentas de corte em compósitos.....	44
3.2.4.2 Tipos de Desgastes em Brocas.....	46
3.2.5 Monitoramento do processo de usinagem.....	49
3.2.5.1 Potência de usinagem.....	49
3.2.5.1.1 Cálculo da potência de corte.....	50
3.2.5.2 Vibração.....	51
4 MATERIAL E MÉTODOS.....	53
4.1 PROCESSAMENTO DO FML.....	54
4.2 ENSAIOS MECÂNICOS.....	56
4.2.1 Cisalhamento interlaminar.....	57
4.2.2 Cisalhamento por compressão.....	58
4.2.3 Lap-Shear.....	59
4.3 ENSAIOS DE USINAGEM.....	61
4.3.1 Obtenção dos corpos de prova para usinagem.....	62
4.3.2 Furação.....	63
4.3.3 Sistema de Aquisição de Dados.....	66
4.3.3.1 Potência Consumida.....	67
4.3.3.1 Vibração.....	68
4.3.3.2 Força de avanço.....	69
4.3.4 Desgaste das ferramentas.....	69

4.3.5 Desvio dimensional.....	70
4.3.6 Influência parâmetros na interface do compósito.....	71
4.4 ANÁLISE ESTATÍSTICA.....	75
4.4.1 Distribuição de Weibull.....	75
4.4.2 Análise de Variância.....	76
5 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	77
5.1 ENSAIOS MECÂNICOS.....	77
5.1.1 Interlaminar Shear Strength (ILSS)	77
5.1.2 Compress Shear Test (CST).....	79
5.1.3 Lap-shear.....	81
5.2 ENSAIOS DE USINAGEM.....	84
5.2.1 Furação com broca de metal duro com inserto de diamante.....	84
5.2.1.1 Potência consumida.....	88
5.2.1.2 Vibração do sistema.....	89
5.2.1.3 Força de avanço.....	90
5.2.2 Furação com broca de metal duro e revestimento de TiAlN.....	94
5.2.2.1 Potência consumida.....	100
5.2.2.2 Vibração do sistema.....	104
5.2.2.3 Desvio dimensional.....	107
5.2.2.4 Influência parâmetros na interface do compósito.....	113
6 CONCLUSÃO.....	118
REFERÊNCIAS.....	121

1 INTRODUÇÃO

O emprego de materiais compósitos em componentes estruturais vem ganhando uma ampla gama de aplicações em diversos setores da indústria, principalmente na aeronáutica e espacial. Esta ampla utilização se deve ao fato da busca por materiais alternativos às ligas de alumínio e titânio, principalmente como forma de reduzir o peso de aeronaves (TYCZYŃSKI et al., 2014). Dentro deste contexto foram desenvolvidos os compósitos laminados metal fibra (*fiber metal laminate* – FML).

Os laminados metais fibra são compósitos constituídos de camadas de um elemento metálico, geralmente alumínio ou titânio, alternadas com camadas de compósito de matriz polimérica reforçado com fibras contínuas. Esses materiais são amplamente utilizados nas indústrias aeroespacial e de defesa, devido às suas características únicas, as quais combinam elevada resistência a fadiga e ao impacto, com massa específica e elevada resistência a corrosão e ao fogo (GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, HODZIC, 2015).

Dentre estes o mais utilizado comercialmente é GLARE® (Glass ALuminium Reinforced Epoxy), o qual pode ser constituído por lâminas de alumínio 7475-T761 ou 2024-T3 e camadas de resina epóxi reforçadas com fibra de vidro. Este material normalmente é aplicado na fuselagem dianteira e traseira de aviões como no caso Airbus A380, podendo também ser utilizado em outras partes, como no recobrimento de *flaps*, revestimento de pisos de compartimento de carga e contêineres aéreos (GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, HODZIC, 2015; GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, 2017).

A aplicação desse material nas estruturas de aeronaves requer frequentemente a união entre duas ou mais partes, as quais em sua grande maioria são feitas mediante fixações mecânicas (parafusos/rebites), necessitando assim de um grande número de perfurações no material (MOURA, MORAIS, MAGALHÃES, 2005). O número total de furos nas estruturas de um avião pode variar de 300 mil para jatos de pequeno porte, até 3 milhões em aeronaves comerciais. Um exemplo é o Airbus A380, no qual em uma única *wing box* (módulo da asa) pode conter até 180 mil furos, chegando num total de 750 mil furos por asa (GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, HODZIC, 2015; GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, 2017). Contudo a manufatura desses furos é algo complexo e requer parâmetros de usinagem específicos.

Estima-se que 60% das peças que são rejeitadas decorrem de furos defeituosos e com baixa qualidade. Isso ocorre devido à heterogeneidade do material, bem como a anisotropia, sensibilidade ao calor e pelo fato de os reforços serem extremamente abrasivos, causando assim

algumas complicações, com impacto direto na qualidade dos furos, podendo ser extremamente desafiador quando realizado em grande escala (ABRATE, WALTON, 1992; TETI, 2002; GAITONDE et al., 2012; TSAO, 2012; GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, HODZIC, 2015).

Durante o processo de furação nesses materiais as fibras são cortadas, a matriz perde resistência e há formação de concentradores de tensão. O processo ainda pode causar delaminação, fissuras interlaminares, deslocamento fibra/matriz e danos de origem térmica, reduzindo assim significativamente o desempenho do material quando solicitado mecanicamente (MOURA, MORAIS, MAGALHÃES, 2005; TSAO, 2012; CHEN et al., 2013).

Além disso, o processo de furação nesses materiais vem sendo realizado durante a etapa final de montagem, ou seja, os furos são confeccionados ao mesmo tempo no FML e na estrutura ao qual ele vai ser unido. Este procedimento vem sendo adotado como forma de evitar diferenças de geometria entre a peça e a estrutura, bem como de reduzir o tempo e aumentar a eficiência nas linhas de montagem, reduzindo os custos de usinagem (GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, HODZIC, 2015).

Portanto, a otimização e o controle do processo de furação em compósitos laminados metal fibra empilhados em estruturas metálicas, bem como a determinação da influência dos parâmetros de usinagem na confecção de furos em FML, são fundamentais para determinar os critérios a serem aplicados e como estes são necessários para se obter furos de alta qualidade.

2 OBJETIVOS

2.1 GERAIS

O objetivo deste trabalho consistiu no processamento, caracterização da interface de seus constituintes e estudo do processo de furação no laminado metal fibra de alumínio 2024-T3 e epóxi reforçado com fibra de vidro apoiado em alumínio 7075, para juntas do tipo parafusadas e rebitas.

2.2 ESPECÍFICOS

Produzir um laminado metal fibra com configuração semelhante ao GLARE® 3 3/2-0.4, ou seja, com três camadas de alumínio 2024-T3 com 0,4mm de espessura cada camada, alternadas com duas camadas de compósito polimérico de epóxi reforçado com fibras de vidro na configuração de 0/90, porém utilizando o reforço na forma de tecido *plain weave*.

Caracterizar a interface entre o alumínio e o compósito polimérico a partir de ensaios de cisalhamento interlaminar (ILSS) e *compress shear test* (CST), assim como adaptar o ensaio de *Lap shear* para aplicação em laminados metal fibra e avaliar a adesão entre o alumínio e o compósito em esforços puros de tração.

Identificar os principais fatores que influenciam a delaminação laminados metal fibra apoiado em alumínio 7075, durante o processo de furação, bem como avaliar o desgaste das brocas de metal duro com insertos de diamante policristalino (PCD) e metal duro revestido com TiAlN, buscando uma relação entre os parâmetros de corte, o grau de delaminação e desgaste das ferramentas. Assim sendo, espera-se promover a otimização da furação nos compósitos, tirando o máximo proveito das ferramentas, condições de corte e reduzindo a delaminação.

As variáveis de respostas analisadas foram os desgastes das ferramentas, a potência consumida, a vibração do sistema, a força de avanço, as variações dimensionais nos furos e influência da furação nas propriedades do material, buscando uma relação com os parâmetros e a ferramenta de corte.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 COMPÓSITOS

O uso de materiais compósitos pelo homem não é algo que remete somente aos tempos modernos. Nas antigas civilizações o conceito de se combinar dois ou mais materiais diferentes como barro e fibras naturais, para se obter tijolos com maior resistência, já era conhecido pelo homem. Contudo, a aplicação desses materiais só passou a ser relevante a partir de grandes avanços tecnológicos, visto que tais avanços demandaram materiais com propriedades específicas incomuns, as quais não poderiam ser atendidas por materiais convencionas como ligas metálicas, cerâmicas e/ou polímeros (REZENDE, COSTA, BOTELHO; 2011; CALLISTER JR, RETHWISCH, 2013).

Por definição os compósitos são constituídos por dois ou mais materiais distintos e imiscíveis, que possuem propriedades mecânicas complementares e propriedades físico-químicas diferentes, resultando em um produto com propriedades superiores à dos elementos que o constituem individualmente. (KAW, 2005; MOURA, MORAIS e MAGALHÃES, 2005; CHUNG, 2010; REZENDE, COSTA, BOTELHO, 2011).

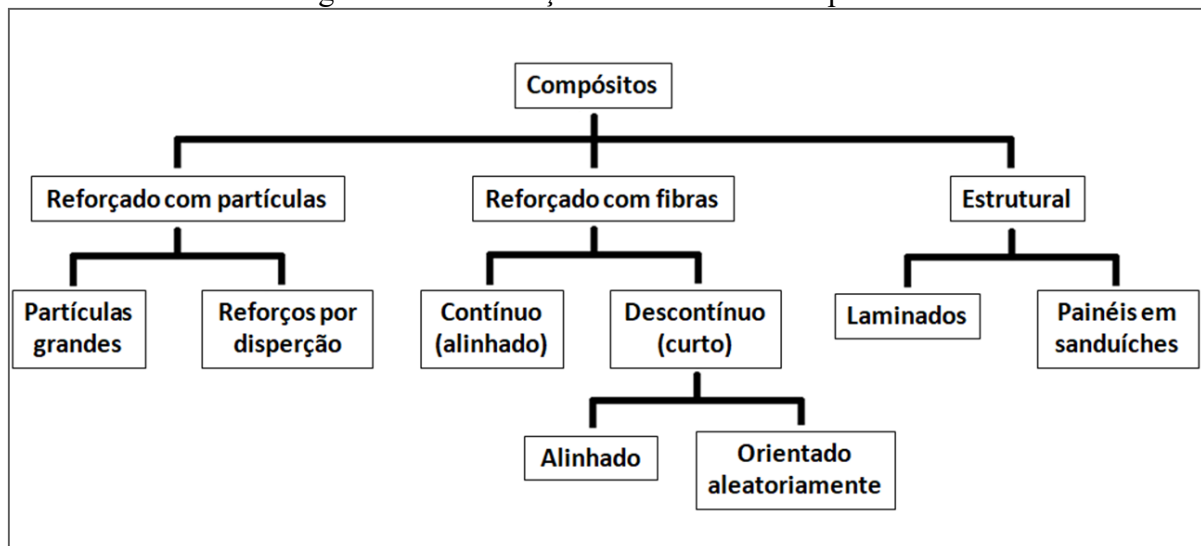
Os compósitos têm geralmente em sua composição uma fase conhecida como matriz, a qual é responsável por confeccionar a estrutura, distribuir os esforços, separar as fibras para evitar falhas nas fibras adjacentes e proteger a fibra do meio ambiente, e uma fase denominada reforço, que proporciona resistência mecânica ao material, sendo que essa última pode estar na forma de partículas, fibras contínuas ou descontínuas (MALLICK, 1997; TETI, 2002; BAKER, DUTTON, KELLY, 2004; LEVY NETO, PARDINI, 2006; CALLISTER JR, RETHWISCH, 2013; PETERS, 2013).

De acordo com Mallick (1997), Gay (2003) e Callister Jr, Rethwisch (2013), os materiais compósitos podem ser classificados de acordo com a matriz, a qual pode ser metálica, cerâmica ou polimérica. Os compósitos de matriz metálica geralmente consistem de metais ou ligas (geralmente alumínio, magnésio, titânio ou cobre) reforçados com fibras de carbono, boro ou cerâmicas, sendo normalmente usados para temperaturas moderadas a altas, contudo, são limitados pela temperatura de trabalho da matriz. Os compósitos de matriz cerâmica são em geral constituídos por óxido de alumínio, carbetos de silício ou nitreto de silício, sendo usualmente aplicados a temperaturas elevadas. Já os compósitos de matriz polimérica se dividem em compósitos termorrígidos, estes podem ser com matrizes de resina epóxi, poliéster, poliuretano, fenólicas, entre outras, e compósitos termoplásticos, de matrizes de polipropileno,

poli(éter-éter-cetona), também conhecido como PEEK, poli(éter-imida), também conhecido como PEI, entre outras, sendo em ambos os casos reforçados com fibras de vidro, carbono, aramida ou boro.

Além da classificação por matrizes segundo Callister Jr e Rethwisch (2013), os materiais compósitos também podem ser classificados de acordo com o reforço utilizado, ou seja, reforçados com partículas, reforçados com fibras ou estruturais. Dentro da classificação por reforço, o primeiro grupo é subdividido em dois grupos, os reforçados com partículas grandes e dispersão. Já o grupo dos materiais reforçados com fibras pode ser classificado em dois subgrupos: os contendo fibras contínuas e os de fibras descontínuas. O subgrupo de fibras descontínuas ainda pode ser subdividido em materiais reforçados com fibras alinhadas ou orientadas aleatoriamente na matriz. O último grupo (estruturais) pode ser dividido em laminados e painéis sanduíches. Na Figura 1 é apresentado um esquema da classificação dos materiais compósitos segundo o tipo de reforço.

Figura 1: Classificação dos materiais compósitos



Fonte: Adaptado de Callister Jr e Rethwisch (2013)

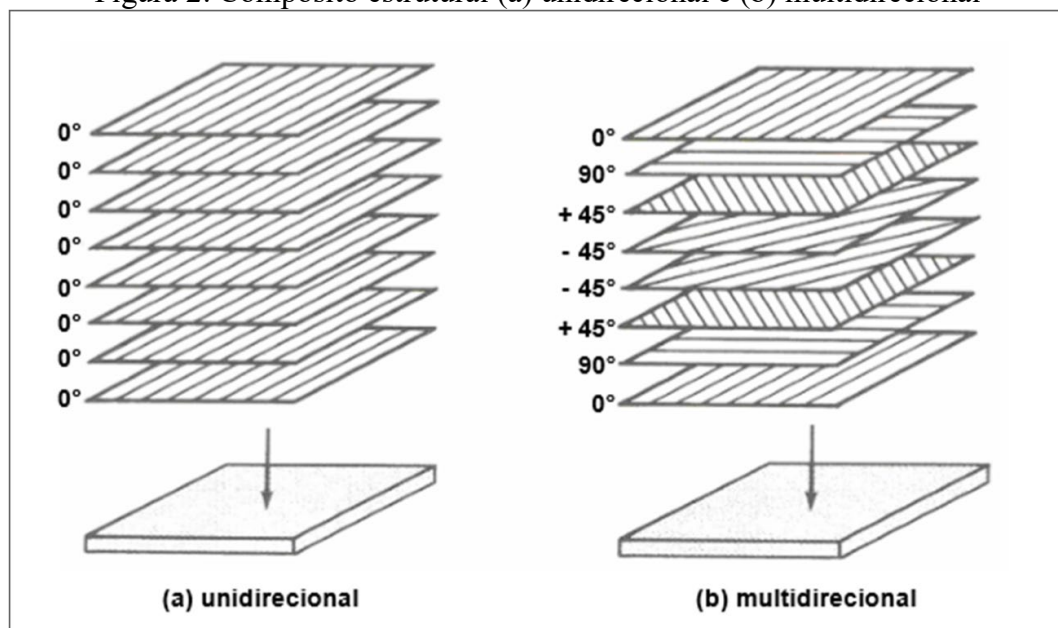
Dentre esses materiais, os mais amplamente utilizados, assim como em maiores quantidades, segundo Vinson, Sierakwski (2008) e Callister Jr, Rethwisch (2013), são os de matrizes poliméricas na forma estrutural, devido as suas propriedades à temperatura ambiente e a sua facilidade de fabricação.

3.1.1 Compósitos poliméricos estruturais

Os compósitos poliméricos estruturais são materiais geralmente constituídos por fibras contínuas que apresentam elevada resistência mecânica (ex. fibra de carbono com módulo de Young de 50 a 700 GPa), e uma matriz polimérica, a qual tem capacidade de transferir a carga mecânica para o reforço, resultando em um melhor desempenho mecânico quando comparados a outros tipos de compósitos (SAUDER, LAMON, PAILLER, 2004; GATTI, 2009).

Entretanto, mesmo com seu alto desempenho, quando aplicadas em uma única direção às fibras contínuas não proporcionam elevada resistência ao compósito, quando o mesmo é sollicitado transversalmente. E como geralmente os materiais de engenharia são submetidos a esforços em diversas orientações, os compósitos estruturais são projetados de maneira que apresentem fibras em diferentes direções, sendo as mais comuns 0° , $\pm 45^\circ$ e $\pm 90^\circ$. Para essa intenção, os compósitos estruturais geralmente são confeccionados por diversas camadas com fibras em uma ou mais direções (CALLISTER JR, RETHWISCH 2013; STAAB, 2015). Uma estrutura de compósito laminado é apresentada na Figura 2, este material é constituído de camadas com fibras em uma direção (unidirecional) e em várias direções (multidirecional).

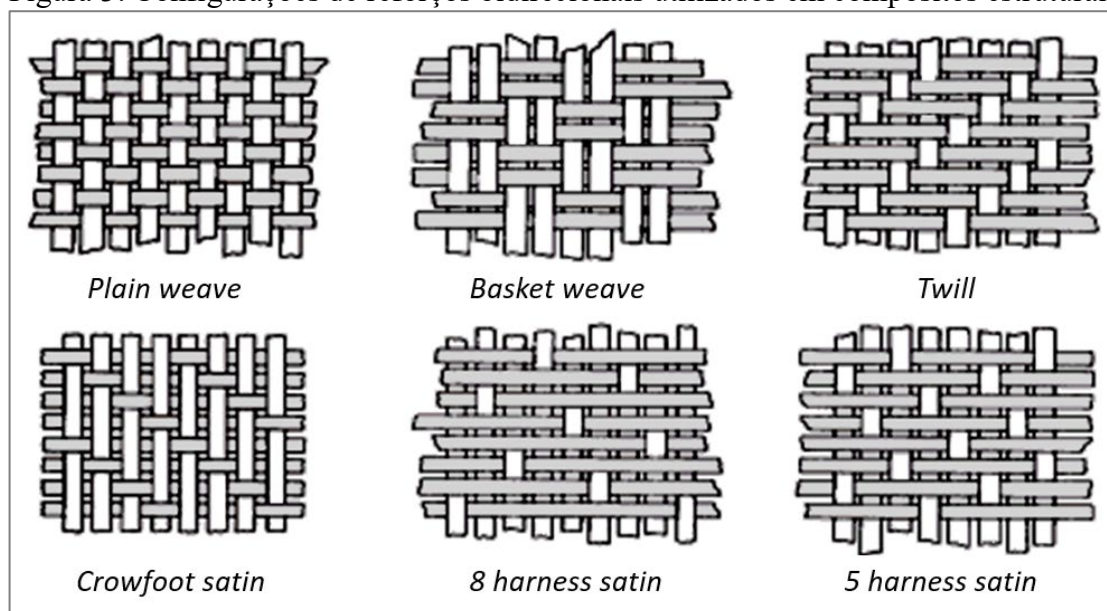
Figura 2: Compósito estrutural (a) unidirecional e (b) multidirecional



Fonte: Smith (1998)

Além dos compósitos estruturais constituídos por camadas de reforços de fibras em uma única direção, são produzidos compósitos com reforços bidirecionais na forma de tecido, os quais são conhecidos como “*plain weave*”. Sua estrutura consiste na tramagem de urdumes de fibras seguindo um padrão pré-estabelecido, no qual estes urdumes se entrelaçam acima e abaixo uns dos outros (PARDINI, 2000; LEVY NETO, PARDINI, 2006). É apresentado na Figura 3 um esquema de algumas configurações dos tipos de reforços bidirecionais utilizados em compósitos estruturais.

Figura 3: Configurações de reforços bidirecionais utilizados em compósitos estruturais



Fonte: Adaptado de Singha e Singha (2012)

Inicialmente os compósitos estruturais eram produzidos de maneira totalmente manual, intercalando camadas de resina e fibra dentro do molde da peça final. Entretanto devido aos requisitos exigidos pela indústria aeronáutica, este processo demonstrou-se insatisfatório, pois o controle da fração volumétrica adequada de fibra e matriz, bem como a orientação correta das fibras são fatores difíceis de serem controlados e influenciam diretamente nas propriedades mecânicas do compósito. Partindo deste contexto, foram desenvolvidos os materiais pré-impregnados, ou mais comumente chamados de “*prepregs*” (DAMATO, 2010).

Os “*prepregs*” são constituídos, normalmente, por reforços de fibras contínuas, na forma de tecido ou não, impregnadas com polímeros termorrígidos, os quais apresentam frações volumétrica bem definidas, sendo geralmente em torno de 40% em volume da matriz. (LEVY NETO, PARDINI, 2006). Os “*prepregs*” são mais comumente encontrados na forma de

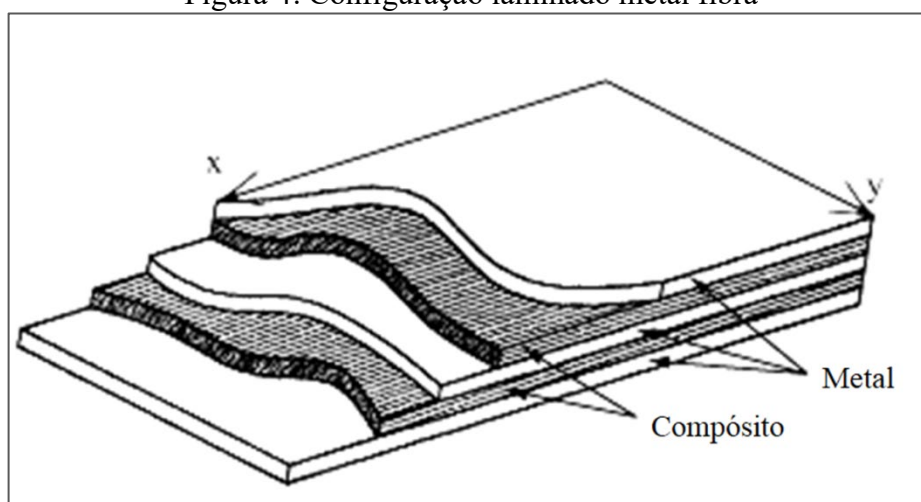
camadas unitárias (uma única lâmina), as quais posteriormente são laminadas de forma manual em moldes e passam por processo de cura em autoclave ou ainda em prensas com aquecimento controlado.

Além dos laminados constituídos por camadas de um mesmo material, na década de 70 pesquisadores notaram que ao unir estes materiais a finas lâminas de ligas de alumínio com auxílio de um adesivo, estes apresentavam um ganho significativo na tolerância ao dano, quando o mesmo era submetido a ensaios de fadiga. A partir daí surgiu o que foi nomeado como laminado metal fibra (VLOT, GUNNINK, 2001; HAGENBEEK, 2005).

3.1.1.1 Laminados Metal Fibra

Os compósitos laminados metal fibra ou *fiber metal laminate* (FML) são constituídos de lâminas de metal aeronáutico (geralmente aço, alumínio, titânio ou magnésio), alternadas com camadas de compósito polimérico reforçadas com fibras contínuas (VOGELESANG, VLOT, 2000; VLOT, GUNNINK, 2001; BAKER, DUTTON, KELLY, 2004; WU, YANG, 2005). Na Figura 4 é apresentada a configuração básica de um laminado metal fibra.

Figura 4: Configuração laminado metal fibra



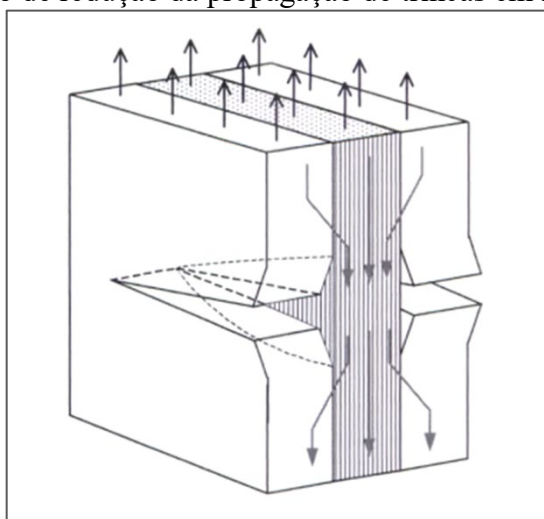
Fonte: Adaptado de Botelho et al. (2006)

A combinação de materiais metálicos com os compósitos poliméricos para produção dos laminados metal fibra resulta em algumas propriedades superiores aos dos componentes isoladamente, entre estas as resistências à fadiga, à tração, à compressão, ao impacto e tolerância ao dano, o que retarda a propagação de trincas decorrentes de algum tipo de dano,

proporcionando uma maior durabilidade do componente (KAWAI, et al., 1998; VLOT, GUNNINK, 2001).

O principal atrativo desse tipo de material quando comparado aos metais e ligas metálicas é com relação ao ganho na tolerância ao dano, durante a propagação de trincas por fadiga. Segundo Baker, Dutton e Kelly (2004) quando a trinca se propaga no metal as fibras, que apresentam maior resistência à fadiga, formam uma ponte entre os lados da trinca e atuam como forças de compressão fechando a trinca, reduzindo assim a taxa de propagação da trinca no material. Sob condições reais de carregamento a taxa de crescimento da trinca em estruturas do tipo FML chega a ser de 10 a 100 vezes mais lenta que em materiais monolíticos (VOGELESANG, VLOT, 2000). É apresentado na Figura 5 o mecanismo de retardamento da propagação da trinca nos laminados metal fibra.

Figura 5: Mecanismo de redução da propagação de trincas em laminados metal fibra



Fonte: Baker, Dutton e Kelly (2004)

Além do aumento dessas propriedades, os laminados metal fibra também apresentam uma redução entre 20 e 25% do peso, quando comparados a ligas de alumínio, bem como a redução dos custos com a manutenção. Outro ponto importante é o fato da superfície desse material híbrido agir como uma barreira contra a corrosão, bem como isolamento térmico e ser resistente à formação e propagação de chamas (KAWAI, et al., 1998; VLOT, GUNNINK, 2001; WU, YANG, 2005; BOTELHO et al., 2006).

Dentre os laminados metal fibra existentes, os exemplos mais conhecidos são o ARALL[®] que possui fibras de aramida, o CARALL[®] que possui fibras de carbono e o GLARE[®] que possui fibras de vidro. Todos esses laminados híbridos possuem suas fibras incorporadas em

resina epóxi e são integrados por lâminas de liga de alumínio (VLOT, GUNNINK, 2001; WU, YANG, 2005; TARPANI, GATTI 2010; SINMAZÇELIK et al., 2011; DIAS, 2013; SANTIAGO, 2014).

3.1.1.1.1 GLARE®

O GLARE® é um material constituído por finas camadas de ligas de alumínio intercaladas com compósito polimérico de resina epóxi reforçado com fibras de vidro (reforço unidirecional), o qual foi desenvolvido no fim dos anos 80 e início da década de 90. Seu nome comercial faz referência às iniciais de “*Glass Aluminum Reinforced*” (WU, YANG, 2005; BOTELHO et al. 2006).

O laminado GLARE® foi desenvolvido na Universidade de Delft, Holanda, principalmente para aplicações de fuselagem de aviões, após seu antecessor o ARALL® apresentar uma série de problemas, como tensão residual nas placas após a cura, devido aos diferentes coeficientes de expansão térmica entre as fibras de aramida e o alumínio, bem como o escoamento da fibra em baixos níveis de tensão, a absorção de umidade e a degradação ambiental da fibra (YOUNG, LANDRY, CAVOULACOS, 1994; VOGELANG, VLOT, 2000; VLOT, GUNNINK, 2001; HAGENBEEK, 2005).

O GLARE® teve sua patente registrada em 14 de outubro de 1987 pela empresa AKZO, a qual em parceria com a ALCOA começou a produzir e comercializar o material em 1991 (VLOT, 2001; BOTELHO et al. 2006).

Atualmente o GLARE® é comercializado em seis diferentes configurações, sendo que todas elas são definidas de acordo com as camadas de fibras de vidro unidirecionais, estas embebidas em resina epóxi com fração volumétrica de aproximadamente 60% em fibra, intercaladas com lâminas de alumínio 7475-T761 ou alumínio 2024-T3 (BOTELHO et al. 2006). Estas seis configurações são representadas no Quadro 1.

Quadro 1: Configurações de GLARE® comercializados

Classificação	Subclassificação	Espessura (mm) e tipo do alumínio	Orientação da fibra na camada do prepreg	Principais benefícios e características
GLARE 1	-	0,3-0,4 (7475-T761)	0/0	fadiga, resistência à tração e escoamento
GLARE 2	2A	0,2-0,5 (2024-T3)	0/0	fadiga e resistência à tração
	2B	0,2-0,5 (2024-T3)	90/90	fadiga e resistência à tração
GLARE 3	-	0,2-0,5 (2024-T3)	0/90	fadiga e impacto
GLARE 4	4A	0,2-0,5 (2024-T3)	0/90/0	fadiga e resistência à tração 0°
	4B	0,2-0,5 (2024-T3)	90/0/90	fadiga e resistência à tração 90°
GLARE 5	-	0,2-0,5 (2024-T3)	0/90/90/0	cisalhamento e propriedades fora do eixo
GLARE 6	6A	0,2-0,5 (2024-T3)	+45/-45	cisalhamento e propriedades fora do eixo
	6B	0,2-0,5 (2024-T3)	-45/+45	cisalhamento e propriedades fora do eixo

Fonte: Adaptado de Botelho et al. (2006)

Uma vez que há diversas configurações possíveis partindo das seis configurações do Quadro, foi criada uma nomenclatura de modo a especificar os laminados. Esta nomenclatura é composta pelo nome da configuração baseada na orientação da fibra e três números, sendo o que o primeiro número indica a quantidade de camadas de alumínio, enquanto o segundo identifica a quantidade de lâminas do compósito polimérico e o terceiro número a espessura de cada camada de alumínio. Exemplo: o GLARE® 2B 4/3-0.4, é um laminado com orientação da fibra de acordo com o GLARE 2B, ou seja, fibras orientadas em 90/90, com quatro camadas de alumínio e três camadas de compósito polimérico de resina epóxi reforçada com fibra de vidro, no qual as camadas de alumínio apresentam espessura de 0,4 mm (WU, YANG, 2005; BOTELHO et al., 2006).

Contudo, apesar de o GLARE® apresentar configurações tanto com o alumínio 7475-T761 como também com o 2024-T3, as mais usuais são confeccionadas com o alumínio 2024-T3, epóxi e fibra de vidro. Isso acontece pois apesar do alumínio 7475-T761 apresentar uma resistência mecânica superior ao 2024-T3, sua resistência à fadiga é extremamente baixa quando comparada ao outro alumínio (VLOT, GUNNINK, 2001).

De acordo com DeRose et al. (2012), o alumínio 2024-T3 é uma liga que foi muito utilizada durante várias décadas na construção de estruturas aeronáuticas, a qual contém diversos elementos em sua composição, especialmente o cobre (com teores entre 3,8 a 4,9%) e o magnésio (com teores de 1,2 a 1,8%). A adição destes elementos no alumínio resulta no aumento da resistência mecânica, sendo que isto só ocorre após a liga passar pelo processo de envelhecimento, no qual há a formação de pequenos precipitados endurecedores finamente dispersos e coerentes com a matriz de alumínio, que interferem no movimento das discordâncias

(ABREU, 2016). No Quadro 2 é apresentada a composição nominal de ligas de alumínio 2024-T3.

Quadro 2: Composição nominal do alumínio 2024-T3

Elemento	Al	Cu	Mg	Mn	Fe	Si	Zn	Cr
% em peso	91,05–94,7	3,8–4,9	1,2–1,8	0,3–0,9	≤0,5	≤0,5	≤0,25	≤0,1

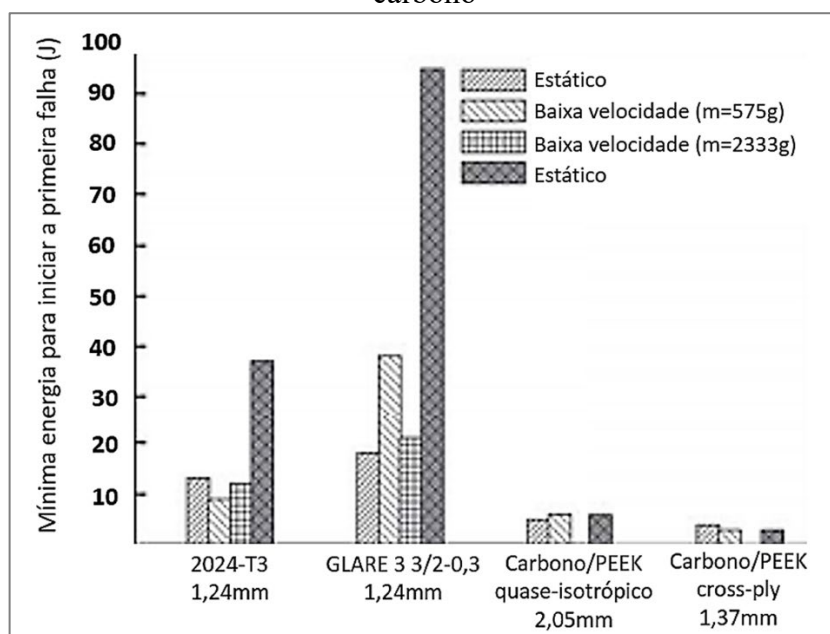
Fonte: Adaptado de DeRose et al. (2012)

Independentemente da configuração, os laminados metal fibra do tipo GLARE® apresentam diversas propriedades interessantes, principalmente para serem aplicados no setor aeroespacial. Estes apresentam maior resistência ao impacto quando comparados ao alumínio e ao compósitos de fibra de vidro/epóxi, elevados valores de módulo de elasticidade (de 50 a 72 GPa), taxa de propagação de trinca menor que no alumínio, maior resistência à corrosão e à chama, e uma baixa massa específica (2,48 g/cm³) quando comparada ao alumínio monolítico (VLOT, 2001; HAGENBEEK, 2005; WU, YANG, 2005; DAMATO, 2010).

De acordo com Wu e Yang (2005), a resistência ao impacto de materiais compósitos utilizados em estruturas como fuselagens é um fator extremamente importante, por causa da sua alta suscetibilidade aos mais variados tipos de impactos, desde impactos em altas velocidades (em voo) como também em choques com menores velocidades e também devido as mais diversas fontes como escombros, granizo, pássaros, detritos do motor e colisões entre o serviço de carros e cargas.

Segundo Vlot, Vogelesang (1999) e Wu e Yang (2006), o excelente desempenho de impacto do GLARE® é decorrente do fenômeno de fortalecimento de alta taxa de deformação que ocorre nas fibras de vidro, juntamente com sua elevada taxa de tensão de ruptura. Ainda de acordo com Wu e Yang (2005), diferentemente de compósitos laminados tradicionais, no qual o dano por impacto muitas vezes não é visível na camada externa e se estende em uma área muito grande partindo da região de impacto, no GLARE® o dano é evidenciado na camada externa do alumínio e tende a ser concentrado em torno do ponto de impacto. Na Figura 6 é apresentado um gráfico comparando a mínima energia necessária no impacto para iniciar a falha no alumínio 2024-T3, no GLARE® 3 3/2-0,3 e nos compósitos de PEEK reforçados com fibra de carbono quase-isotrópico e *cross-ply*.

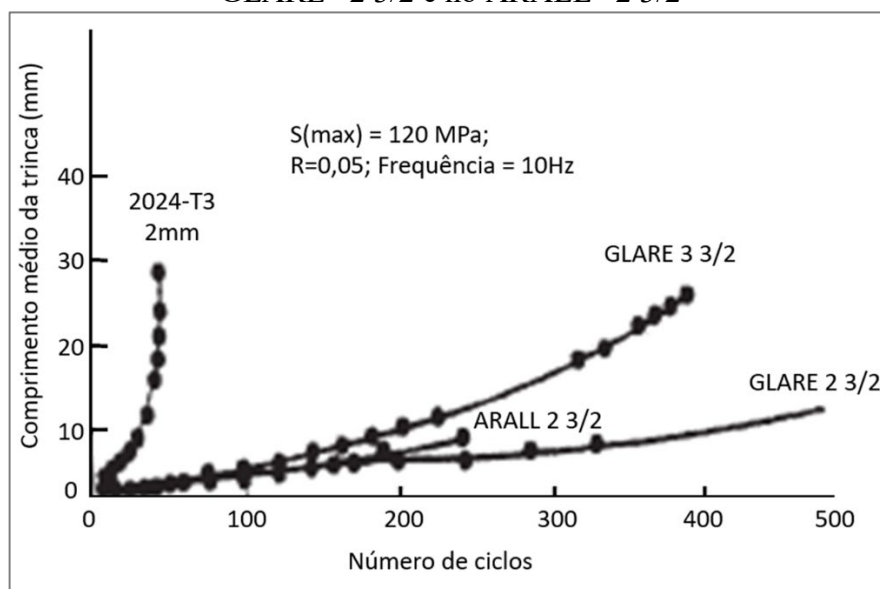
Figura 6: Comparação da mínima energia necessária de impacto para primeira falha no alumínio 2024-T3, GLARE® 3 3/2-0,3 e compósitos de PEEK reforçados com fibra de carbono



Fonte: Adaptado de Wu e Yang (2005)

No que diz respeito a taxa de propagação de trincas, um dos temas mais estudados por diversos autores, o GLARE® apresenta um comportamento muito característico e interessante para ser aplicado em componentes aeronáuticos. Enquanto os materiais metálicos como o alumínio tem uma taxa de crescimento que aumenta rapidamente com o comprimento da trinca, no GLARE® a trinca cresce lentamente e praticamente de forma constante até a falha do componente. Sob condições realistas de carga, a taxa de propagação de trinca nesse material chega a ser de 10 a 100 vezes mais lenta que no alumínio monolítico (VLOT, VOGELANG, 1999; WU, YANG, 2005). Na Figura 7 é a apresentado um gráfico comparativo do crescimento de trincas no alumínio 2024-T3, para o GLARE® 3 3/2, GLARE® 2 3/2 e para o ARALL® 2 3/2.

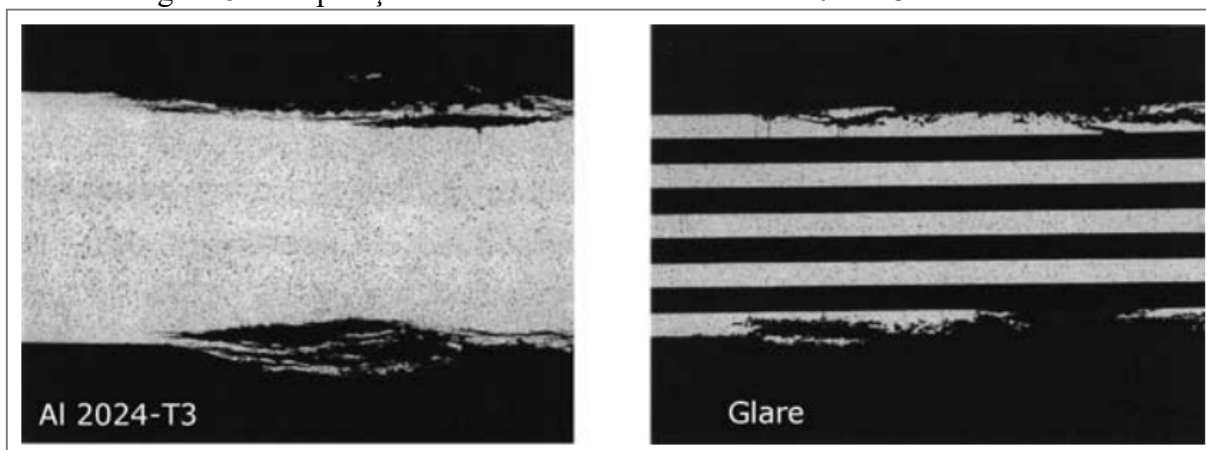
Figura 7: Comparação do crescimento de trincas no alumínio 2024-T3, GLARE® 3 3/2, GLARE® 2 3/2 e no ARALL® 2 3/2



Fonte: Adaptado de Wu e Yang (2005)

Com relação a corrosão no GLARE®, a sua resistência decorre de alguns fatores. Segundo Vlot, Voselesang (1999) e Borgonje, Ypma (2003), todos os FML produzidos comercialmente tem as lâminas de alumínio anodizadas e revestidas com um *primer* inibidor de corrosão antes do processo de adesão com o epóxi reforçado com fibra de vidro. Contudo a resistência à corrosão decorre principalmente da presença das camadas de epóxi com fibra de vidro, as quais atuam como barreiras contra a penetração da corrosão, limitando a extensão dos danos em ambientes severos. Na Figura 8 é apresentada uma comparação da corrosão no alumínio 2024-T3 e no GLARE®, feito por Borgonje, Ypma (2003), na qual foi constatado que após 175 horas de teste de corrosão por esfoliação acelerada (EXCO) de acordo com ASTM G34, a profundidade de corrosão no alumínio monolítico de 4 mm de espessura 2024-T3 foi ligeiramente maior do que no GLARE®.

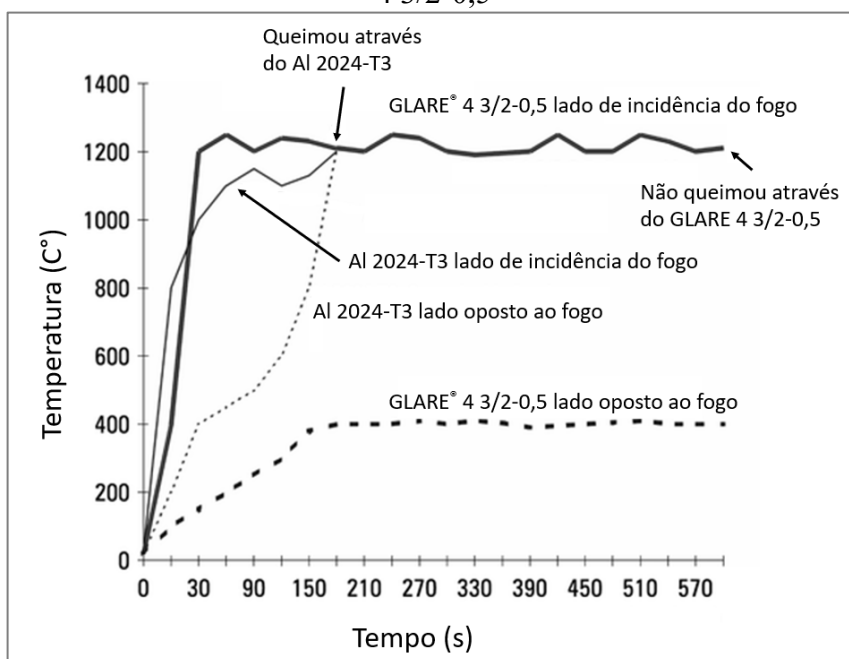
Figura 8: Comparação da corrosão entre o alumínio 2024-T3 e o GLARE®



Fonte: Borgonje e Ypma (2003)

Quanto à resistência à chama do GLARE®, Vlot e Vogelesang (1999) atribuem seu excelente desempenho ao elevado ponto de fusão das fibras de vidro. As fibras de vidro protegem a segunda camada de alumínio do derretimento por um período mais longo e, portanto, evitam que o fogo ultrapasse o material (Figura 9).

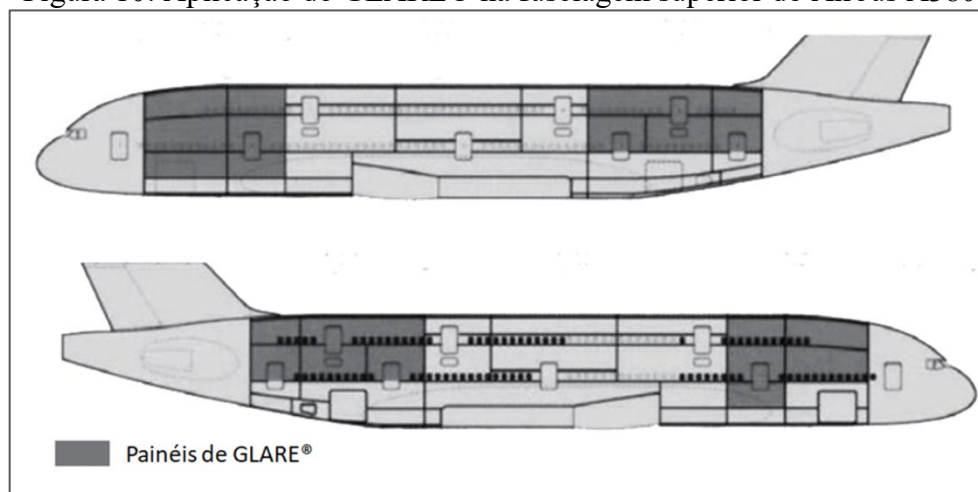
Figura 9: Gráficos de comparação de resistência a chama do alumínio 2024-T3 e do GLARE® 4 3/2-0,5



Fonte: Adaptado de Vlot e Vogelesang (1999)

O laminado GLARE® é utilizado em bordas de ataque de cauda, tanto vertical como horizontal e em estruturas da fuselagem superior de algumas aeronaves como o Airbus A380 como apresentado na Figura 10, sendo que esta foi a primeira aplicação estrutural do GLARE® em uma companhia aérea comercial. Cada Airbus A380 apresentava mais de 400 m² do laminado em sua estrutura. Além da redução de aproximadamente 800kg, devido ao fato de o GLARE® ser 10% menos denso que o alumínio, o laminado demonstrou ser superior em termos de resistências à fadiga, ao fogo e ao impacto (VOGELESANG, VLOT, 2000; VLOT, GUNNINK, 2001; WU, YANG, 2005).

Figura 10: Aplicação do GLARE® na fuselagem superior do Airbus A380



Fonte: Adaptado de Wu e Yang (2005)

Entretanto a concepção de estruturas, como na Figura 10, sem a presença de juntas seria o cenário ideal, uma vez que estas são suscetíveis a falhas e peso adicional. Porém, na prática o tamanho máximo de um componente é geralmente limitado pelos processos de fabricação, transporte, reparo, acessibilidade e inspeção (MATTHEWS, 1987 apud AGEORGES et al., 2001). Portanto de acordo com Moura, Morais e Magalhães (2005), o emprego de materiais compósitos em estruturas exige frequentemente o estabelecimento de ligações entre os componentes. As juntas podem ser entre dois materiais compósitos ou um metálico e um compósito, e devem manter a integridade estrutural do material, transmitindo a carga entre os dois componentes sob condições estáticas e ou dinâmicas sob condições ambientais adversas.

De acordo com Moura, Morais e Magalhães (2005) e Thoppul, Finegan e Gibson (2009), as juntas utilizadas em materiais compósitos podem ser do tipo parafusadas /rebitadas, coladas

com adesivos ou soldadas, sendo esta última exclusiva para compósitos de matriz termoplástica. Dentre estas, as juntas parafusadas/rebitadas ainda são os mecanismos de união dominante utilizado na união de peças estruturais primárias produzidas em compósitos avançados. Para tal é necessário o emprego de processos de manufatura como a usinagem, a fim de confeccionar furos nesses materiais e possibilitar a união entre os componentes com parafusos e ou rebites.

3.2 USINAGEM

O processo de usinagem pode ser definido como um processo de manufatura com remoção de cavaco, que confere forma a uma peça, bem como dimensões e acabamento necessários, sendo baseado no movimento relativo entre a ferramenta de corte e a peça. Por cavaco entende-se uma porção de material retirado da peça pela ferramenta de corte, caracterizando-se por possuir forma geométrica irregular (FERRARESI 2006, DINIZ, COPPINI, MARCONDES, 2013).

De acordo com Machado (2009) a usinagem é o processo de fabricação mais popular do mundo, empregando milhões de pessoas. Contudo este ainda é um processo bastante impreciso, visto que envolve um grande número de variáveis, dificultando a previsão do que ocorre durante o processo.

Os processos de usinagem podem ser classificados em convencionais e não convencionais. Os processos convencionais de usinagem consistem em torneamento, fresamento, furação, aplainamento, mandrilhamento, serramento, brochamento, roscamento e retificação. Já os processos não convencionais são jato d'água, jato abrasivo, fluxo abrasivo, remoção por ultrassom, eletroquímica, eletroerosão, feixe de elétrons, laser, plasma, química e fotoquímica (MACHADO, 2009; KALPAKJIAN, SCHMID 2009).

Dentre estes processos, de acordo Stemmer (1995), Eberhardt (2009) e Diniz, Marcondes e Coppini (2013) a furação é o tipo de usinagem mais empregado na indústria manufatureira. Isto ocorre, pois a maioria das peças necessita de ao menos um furo e somente uma pequena parcela já vem com o furo pronto do processo de obtenção da peça bruta (fundição, forjamento, prensagem, estampagem, etc).

3.2.1 Furação

A furação é definida como um processo de usinagem destinado a obtenção de um furo com forma definida (geralmente cilíndrico) em um componente ou estrutura, utilizando-se de uma ferramenta multicortante, na qual o movimento de corte é circular e o movimento de avanço é linear na direção do eixo de rotação da ferramenta de corte (SHAW, 2005; FERRARESI, 2006; TSAO, 2012).

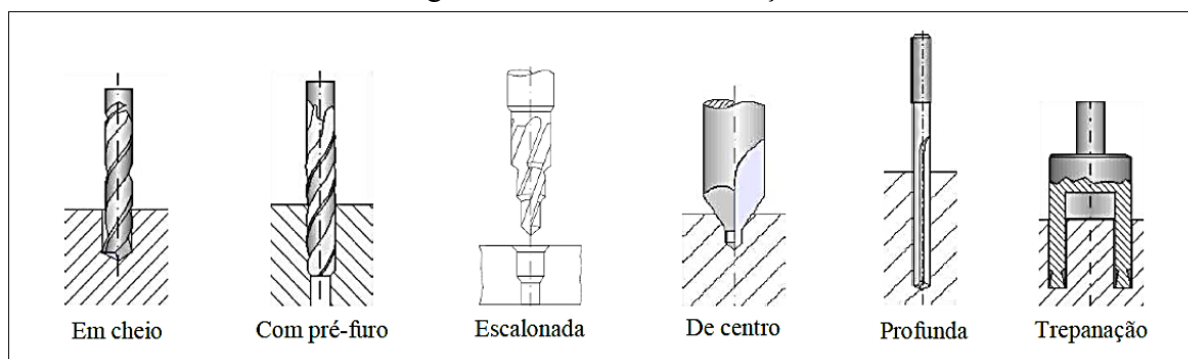
O processo de furação normalmente é realizado a fim de permitir a união de diversos componentes em uma estrutura mais complexa, desta forma qualquer defeito resultante dele pode resultar na rejeição do componente, afetando diretamente no custo de produção (KALPAKJIAN, SCHMID, 2009).

De acordo com Kalpakjian e Schmid (2009) e Klocke (2011) existem seis processos de furação distintos, sendo eles a furação em cheio, a com pré-furo, a escalonada, a de centro, a profunda e a trepanação. Ainda de acordo com os autores os seis processos de furação são definidos como:

- **Furação em cheio:** é o processo de abertura de um furo numa peça, removendo todo o material compreendido no volume do furo final, na forma de cavaco.
- **Pré-furo ou Escareamento:** processo de abertura de um furo cilíndrico numa peça contendo um pré-furo, sendo realizado para que a broca não faça um corte excêntrico a partir do início do furo;
- **Furação escalonada:** processo de abertura de um furo com dois ou mais diâmetros distintos simultaneamente;
- **Furação de centros:** processo de abertura de furos de centro, visando uma operação posterior na peça;
- **Furação profunda:** processo de abertura de furo, onde o mesmo possui uma profundidade relativamente grande. Qualquer furo com profundidade maior que dez vezes o diâmetro ($L/D > 10$) deve ser considerado um furo profundo;
- **Trepanação:** processo de abertura de um furo no qual apenas uma parte de material compreendido no volume do furo final é removida na forma de cavaco, permanecendo um núcleo maciço.

Na Figura 11 são apresentadas ilustrações representativas dos diferentes processos de furação definidos por Kalpakjian e Schmid (2009) e Klocke (2011).

Figura 11: Processos de furação



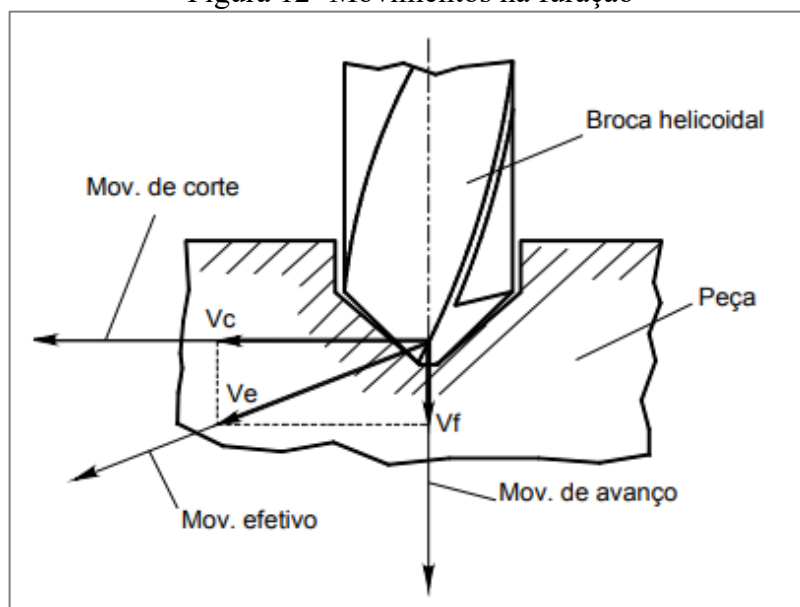
Fonte: Adaptado de Souza (2011)

Independentemente do tipo de furação empregado, durante a operação Stephenson e Agapiou (2006), Eberhardt (2009) e Klocke (2011) citam que há três movimentos relativos entre a peça e a ferramenta de corte que regem o processo, sendo eles o movimento de corte, o movimento de avanço e o movimento efetivo de corte. Ainda de acordo com os autores os movimentos do processo de furação podem ser definidos como:

- **Movimento de corte:** é o movimento relativo entre a peça e a ferramenta em contato, o qual sem o movimento de avanço origina somente uma única remoção de cavaco durante uma volta;
- **Movimento de avanço:** é o movimento relativo da ferramenta, segundo seu eixo de rotação, no sentido do avanço durante o processo. Sempre especificado em unidades de comprimento por rotação ou tempo;
- **Movimento efetivo de corte:** é o movimento resultante da combinação dos movimentos de corte e de avanço, responsável pela efetivação do corte do processo.

Na Figura 12 são apresentados esquematicamente os movimentos relativos que ocorrem durante o processo de furação.

Figura 12- Movimentos na furação



Fonte: Stoeterau (2004)

3.2.2 Furação de materiais compósitos

De acordo com Mazumdar (2002), Tsao (2012) e Gutiérrez et al. (2014) a furação é o processo de usinagem mais utilizado nos materiais compósitos como forma de promover a junção mecânica entre duas ou mais peças, visto que de forma geral os materiais compósitos são produzidos no formato de placas, fabricadas por moldagem, conformação ou laminação.

Contudo em materiais compósitos o processo de furação é ainda mais complexo que em materiais convencionais como metais e ligas metálicas, isso ocorre devido à heterogeneidade do material, bem como a anisotropia, sensibilidade ao calor e pelo fato de os reforços serem extremamente abrasivos, causando assim algumas complicações, com impacto direto na qualidade dos furos (ABRATE, WALTON, 1992; TETI, 2002; GAITONDE et al., 2012; TSAO, 2012).

De acordo com Abrate (1992), Moura, Morais e Magalhães (2005) e Tsao (2012), o processo de furação nesses materiais causa rompimento das fibras, bem como uma redução na resistência da matriz e induz a formação de concentradores de tensão. Além disso pode causar delaminação, fissuras interlaminares, deslocamento fibra/matriz e danos de origem térmica (MOURA, MORAIS, MAGALHÃES, 2005; CHITA, 2012; TSAO, 2012; YUDHANTO et al., 2012; CHEN et al., 2013).

Esses defeitos reduzem significativamente o desempenho do material, bem como facilitam a propagação das trincas, quando o componente é submetido a ação de cargas, podendo comprometer o componente e levar a falha (TSAO, 2012; YUDHANTO et al., 2012; GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, HODZIC, 2015).

Segundo Abrate (1997) e Marques et al. (2009), os dois maiores problemas na furação de compósitos são a delaminação e o desgaste nas ferramentas de corte.

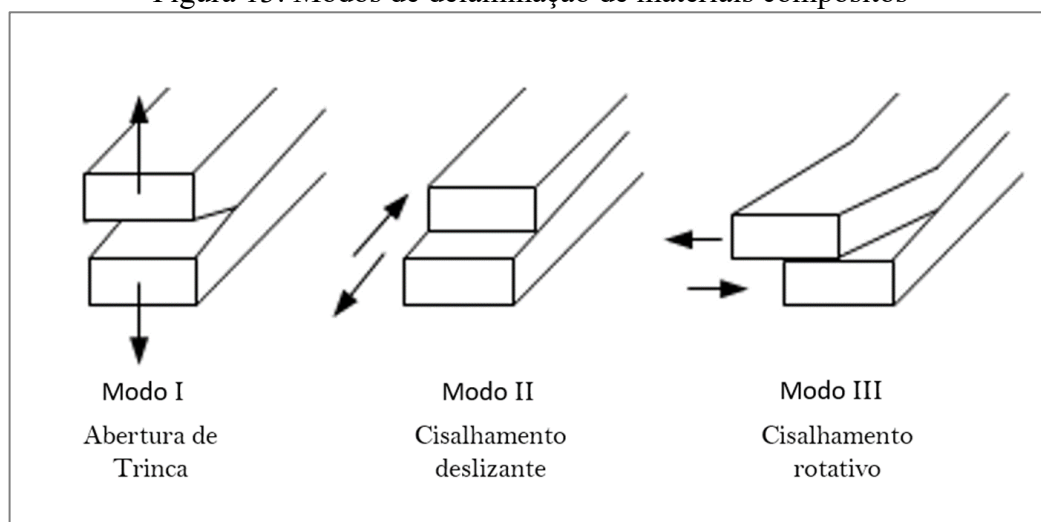
3.2.2.1 Delaminação

A delaminação é definida como uma falha interlaminar, a qual é caracterizada pela separação entre duas lâminas adjacentes. Este evento ocorre de maneira repentina quando a tensão atuante entre as lâminas ultrapassa a resistência interlaminar do material, gerando uma fissura interlaminar (LIU, TANG, CONG, 2012).

De acordo com Moura, Morais, Magalhães (2005) e Chita (2012), a delaminação de materiais compósitos reduz a integridade estrutural, já que a zona delaminada provoca uma redução das propriedades mecânicas do material, podendo levar a falha de toda uma estrutura.

Segundo O'Brien (1998), a delaminação de materiais compósitos pode ocorrer em três modos distintos ou ainda pela combinação entre estes, sendo que a ocorrência de um modo ou outro varia em função do carregamento ao qual o componente está sujeito. São ilustrados na Figura 13 os três modos de delaminação de materiais compósitos.

Figura 13: Modos de delaminação de materiais compósitos



Fonte: Adaptado de Benzerga, Haddi, Lavie (2014)

O surgimento da delaminação em materiais compósitos tem diversas causas e segundo Tsao, Hocheng (2003) e Karimi, Minak, Kianfar (2015) o processo de furação em materiais compósitos é um dos fatores que pode causar o aparecimento de delaminações.

3.2.2.2 Delaminação na furação de compósitos

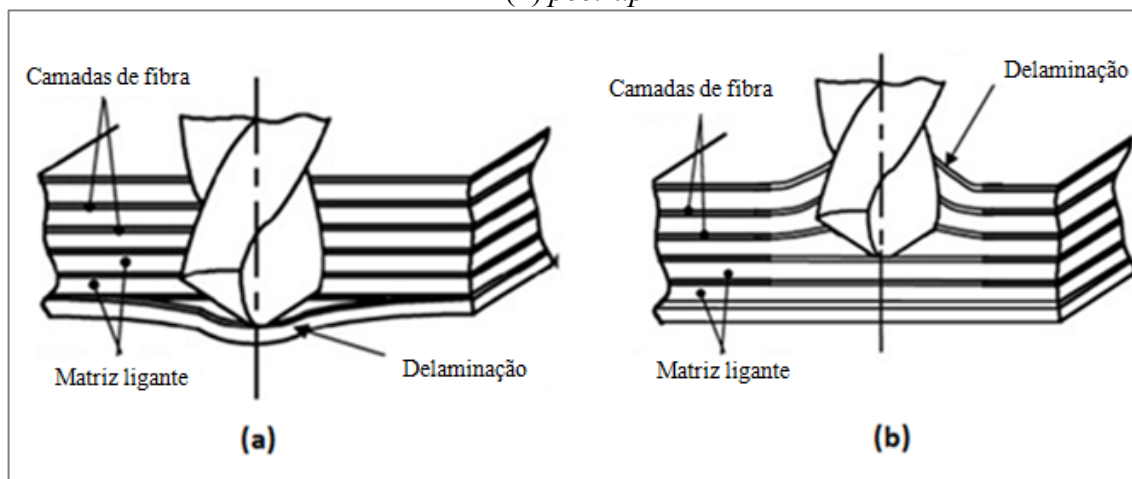
Segundo Chita (2012), Liu, Tang, Cong (2012) e Tsao (2012) a delaminação causada pelo processo de furação pode ocorrer tanto na entrada da broca, a qual é denominada de *peel-up*, como na saída, denominada de *push-out*.

A delaminação causada na entrada (*peel-up*) é resultante da força de corte, a qual puxa o material para a espiral da broca provocando o arrancamento das fibras das camadas superiores e consequentemente quebrando as ligações entre as camadas (MOURA, MORAIS, MAGALHÃES, 2005; LIU, TANG, CONG, 2012; TAVARES, 2013; KARIMI et al., 2017). Nesse mecanismo a delaminação pode ocorrer devido aos Modos I e III (Figura 13), sendo que o Modo I seria devido a força axial causando tração do material para a espiral da broca e o Modo III devido ao cisalhamento rotativo de fibras não cortadas sendo enroladas na broca (GIROT, DAU, GUTIÉRREZ-ORRANTIA, 2017).

Já a delaminação na saída (*push-out*) resulta da força axial de compressão causada pela broca nas camadas não cortadas do laminado (SINKE, 2003; CHITA 2012). De acordo com Tsao, Hocheng, Chen (2012) e Girot, Dau, Gutiérrez-Orranta (2017) esse mecanismo de delaminação ocorre devido aos Modos I e II (Figura 13).

São apresentados na Figura 14 os esquemas dos mecanismos de delaminação que podem ocorrer durante o processo de furação em compósitos laminados.

Figura 14: Mecanismo de delaminação no processo de furação de compósitos (a) *push-out* e (b) *peel-up*



Fonte: Adaptado de Liu 2012

3.2.2.3 Fatores que influenciam a delaminação na furação

De acordo com a literatura existem diversos fatores que podem influenciar diretamente na delaminação de materiais compósitos durante o processo de furação, sendo que os principais fatores são: a geometria da ferramenta de corte; velocidade de corte; avanço e uso de suporte (CAPELLO, 2004; SCHULZE et al., 2011; LIU, TANG, CONG, 2012).

3.2.2.3.1 *Velocidade de Corte e de Avanço*

Através partir dos resultados obtidos por diversos autores, constatou-se que no caso da velocidade de avanço, a delaminação causada em um compósito durante um processo de furação é diretamente proporcional ao avanço, independentemente da velocidade de corte ou geometria das brocas utilizadas. Os autores atribuem o fenômeno ao aumento da força axial causado pelo aumento da velocidade de avanço e, conseqüentemente o aumento da delaminação (DAVIM, REIS, 2003; DAVIM, REIS, ANTÓNIO, 2004; TSAO, HOCHENG, 2005A; GAITONDE et al. 2008; KHASHABA et al., 2010; KILICKAP, 2010; LIU, TANG, CONG, 2012; KRISHNAMOORTHY, et al., 2015).

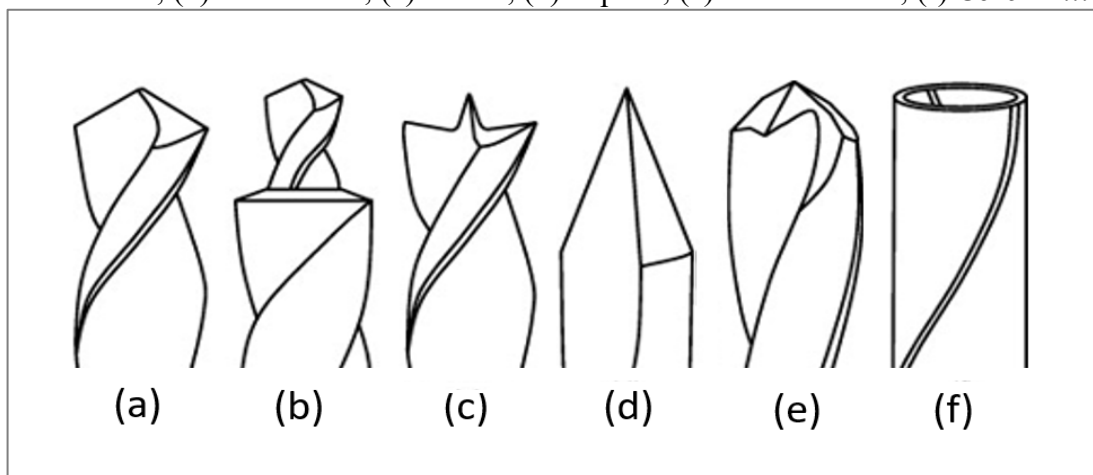
No que diz respeito a velocidade de corte existem resultados divergentes na literatura. Autores como Davim, Reis, António (2004); Davim, Reis (2003) e Kilickap (2010), relataram que a delaminação aumentou proporcionalmente a velocidade de corte, enquanto que para

outros autores como Khashaba et al. (2010) e Gaintonde et al. (2008), a delaminação é inversamente proporcional a velocidade de corte. Apesar das divergências todos os autores constataram que a velocidade de corte tem um efeito menos significativo que a velocidade de avanço.

3.2.2.3.2 *Geometria das brocas*

De acordo com Schulze et al. (2011), Liu, Tang, Cong (2012) e Tsao (2012) diversas geometrias podem ser empregadas no processo de furação de materiais compósitos, sendo as principais, a helicoidal, escalonada, em W, espada, multifacetada e a *core drill* (Figura 15).

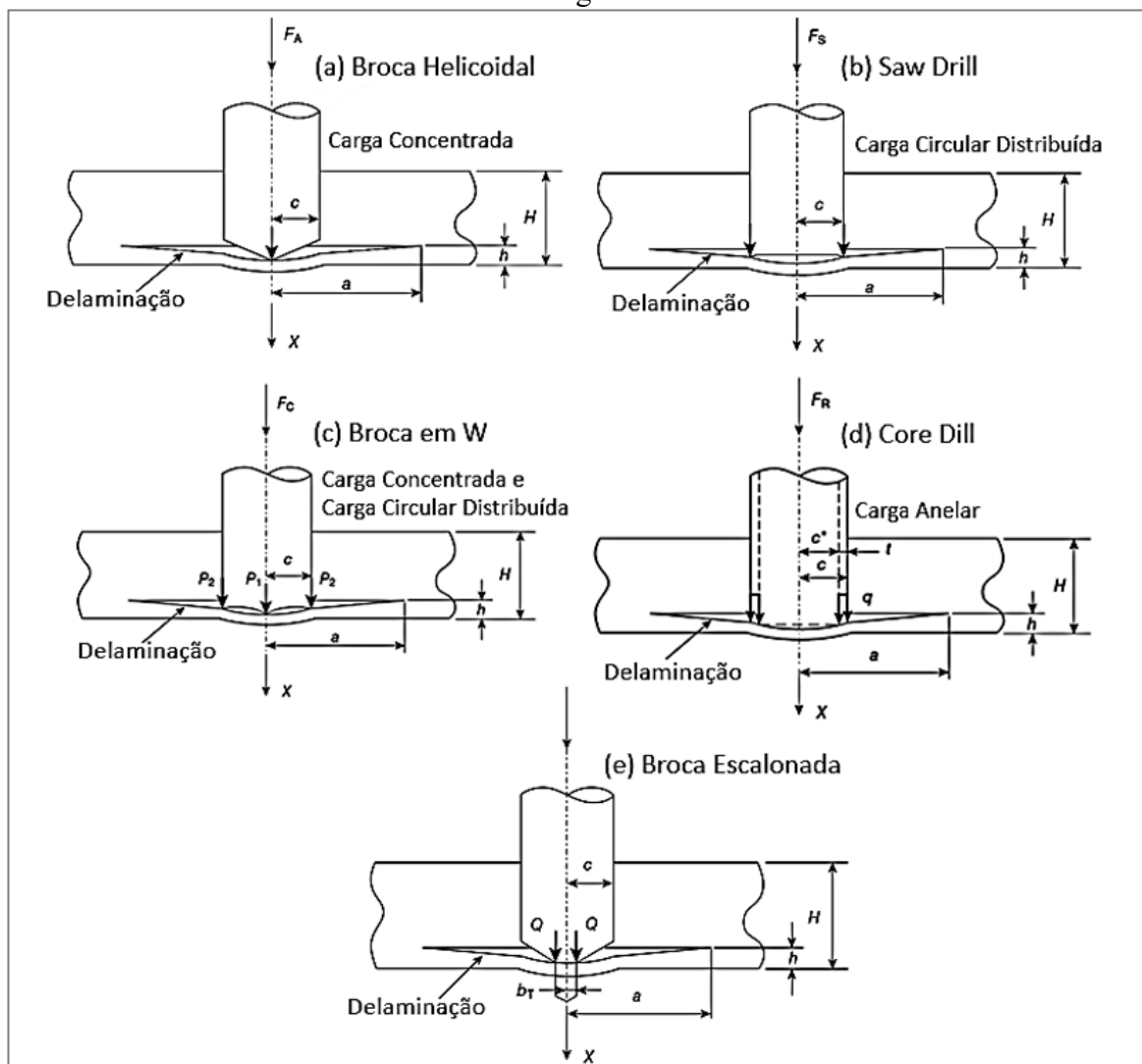
Figura 15: Geometrias das brocas utilizadas na furação de materiais compósitos: (a) Helicoidal; (b) Escalonada; (c) Em W; (d) Espada; (e) Multifacetada; (f) *Core Drill*



Fonte: Adaptado de Schulze et al. (2011)

Segundo Liu, Tang, Cong (2012) e Tsao (2012) a geometria de cada umas dessas brocas pode promover um processo de delaminação distinto durante o processo de furação dos compósitos, sendo que isso ocorre devido ao perfil de corte característico de cada broca. Na Figura 16 são apresentadas as diferenças na delaminação dos compósitos durante o processo de furação com os diferentes tipos de geometrias das brocas.

Figura 16: Delaminação durante o processo de furação em compósitos com brocas de diferentes geometrias



Fonte: Adaptado de Liu, Tang, Cong, (2012)

De acordo com Khashaba et al. (2010) e Liu, Tang, Cong (2012) a variação na delaminação em função dos diferentes tipos de geometria de broca ocorre devido a alteração da força de avanço (força axial) que cada geometria produz no processo de furação. Ainda de acordo com os autores, a força de avanço é um dos principais fatores para determinar a usinabilidade de um compósito laminado, visto que esta afeta diretamente a qualidade dos furos, principalmente na delaminação decorrente do processo.

3.2.2.3.3 *Força de avanço*

De acordo com Hocheng, Tsao (2005), Khashaba et al. (2010) e Liu, Tang, Cong (2012), durante uma operação de furação em materiais compósitos a força de avanço (força axial) é o principal fator que influencia na delaminação e qualidade dos furos, sendo que o tamanho da zona de delaminação decorrente da operação está diretamente relacionada com a força axial existente no decorrer do processo. Alguns autores como Hocheng, Tsao (2005) acreditam que existe uma força de avanço crítica, na qual abaixo dela não ocorra nenhuma delaminação durante o processo de furação.

Durante uma operação de furação nos laminados, a força de avanço é influenciada diretamente por fatores como a velocidade de corte e de avanço, a geometria da broca e o desgaste da ferramenta. De acordo com Khashaba et al. (2010) e Liu, Tang, Cong (2012), esta força é diretamente proporcional a velocidade de avanço e ao desgaste da broca e inversamente proporcional a velocidade de corte. Contudo a velocidade de corte muitas vezes é desprezada pois sua influência sobre a força axial é mínima se comparada com as outras.

Segundo Teti (2002), Khashaba (2013) e Ismail et al. (2016), o comportamento da força de avanço durante o processo de furação convencional de materiais compósitos é dividido em seis estágios distintos.

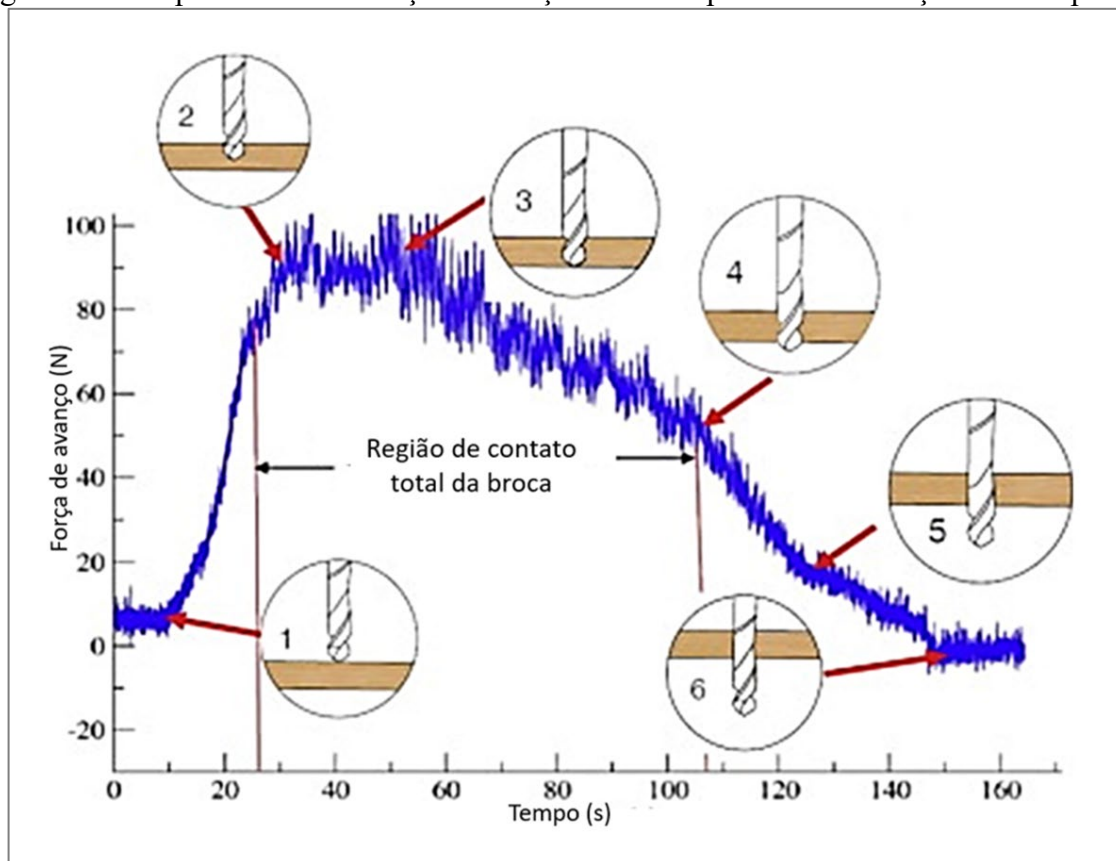
O primeiro estágio é identificado com aumento acentuado da força de avanço devido a penetração inicial da ponta de corte da broca, seguido de um leve aumento da força, o qual é resultante do contato da segunda aresta de corte no material. Nesse estágio é onde ocorre a delaminação do tipo *peel-up*, causada pelo aumento rápido da força e da temperatura de interface entre o compósito e a ferramenta (TETI, 2002; KHASHABA, 2013; ISMAIL et al., 2016).

O segundo estágio começa a partir do momento que a segunda aresta de corte da broca penetra totalmente no material, sendo que este resulta num leve aumento da força de avanço. É nesse estágio que tem se início do processo de furação em cheio, concomitantemente com um aumento da taxa de remoção de material na forma de cavaco (ISMAIL et al., 2016).

O terceiro estágio é o mais crucial durante a operação, sendo este o determinante da qualidade dos furos, visto que é nele que ocorre a força máxima na ponta da broca. Esta força ocorre quando a ponta da broca inicia o corte da última camada do laminado forçando a camada para baixo, o que pode promover a delaminação de *push-out* (TETI, 2002; KHASHABA, 2013; ISMAIL et al., 2016).

Imediatamente após o terceiro estágio, a força de avanço decresce de maneira acentuada, caracterizando o quarto estágio, no qual a ponta da broca já penetrou a última camada totalmente e realiza o corte do material. Já o quinto estágio é caracterizado quando há redução do contato da aresta de corte da broca com o material, ou seja, quando a broca já atravessou totalmente o material com as arestas de corte mas ainda apresenta algum contato entre as guias da broca e o material, tendo por consequência a redução gradual da força de avanço. E o último estágio, no qual não ocorre mais corte efetivo de material com a ferramenta, reduzindo a força de avanço a zero (TETI, 2002; KASHABA, 2013; ISMAIL et al., 2016). É apresentado na Figura 17 um esquema dos seis estágios da força de avanço que ocorrem durante o processo de furação em materiais compósitos.

Figura 17: Comportamento da força de avanço durante o processo de furação em compósitos

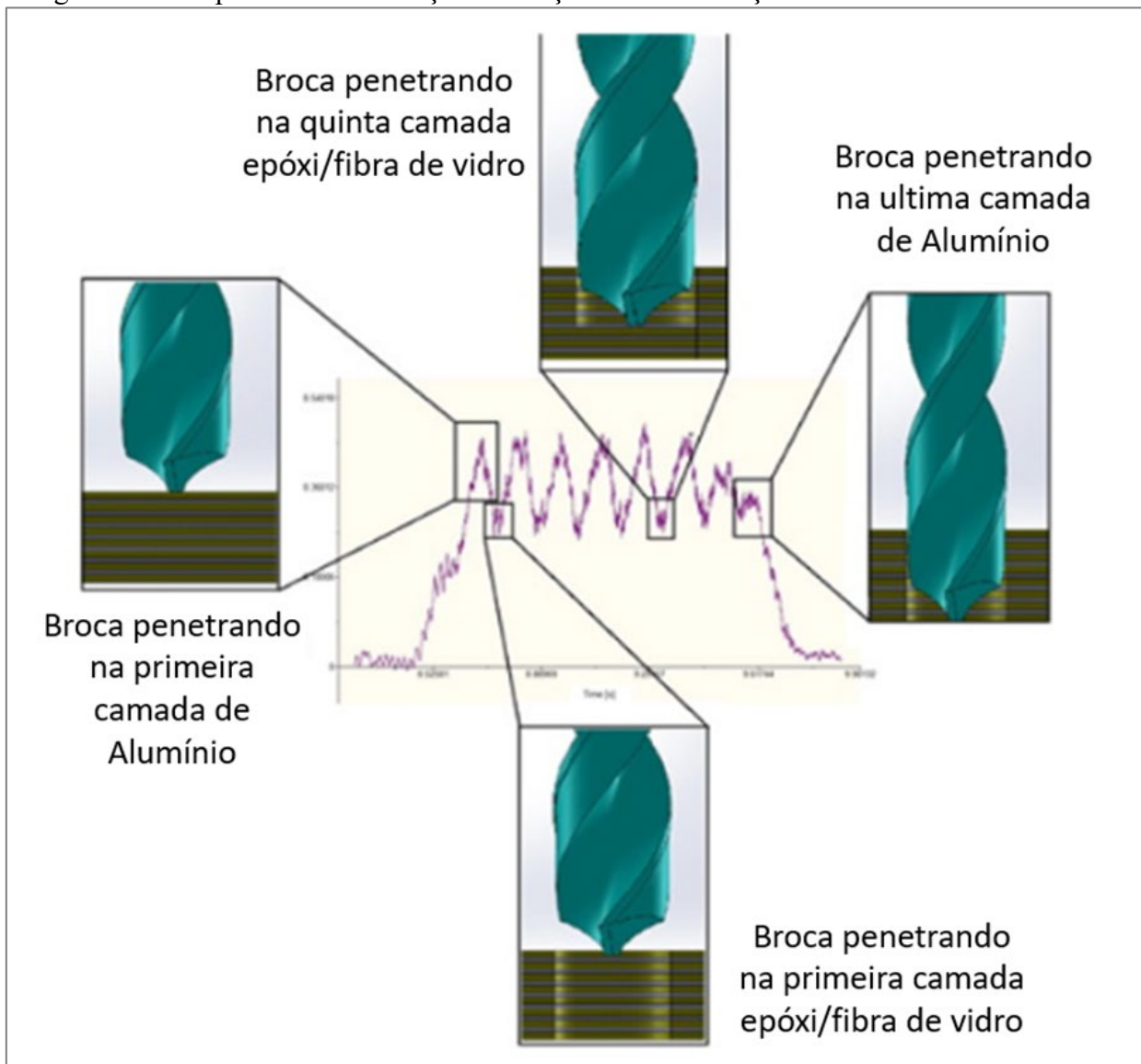


Fonte: Adaptado de Ismail et al. (2016)

No caso de compósitos híbridos metal fibra, a força de avanço se comporta de maneira um pouco mais complexa que dos laminados de compósitos que são constituídos apenas de matriz polimérica e reforço. Durante o processo de furação nos laminados metal fibra é possível observar a variação da força de avanço de maneira cíclica, sendo esta diretamente atrelada a

troca alternada de materiais durante o corte (GIASIN, AYVAR-SOBERANIS, HODZIC, 2015; PAWAR et al., 2015). É apresentado na Figura 18 um perfil da força de avanço relacionado com as camadas que estão sendo usinadas.

Figura 18: Comportamento da força de avanço durante a furação de laminados metal fibra



Fonte: Adaptado de Giasin, Ayvar-Soberanis, Hodzic (2015)

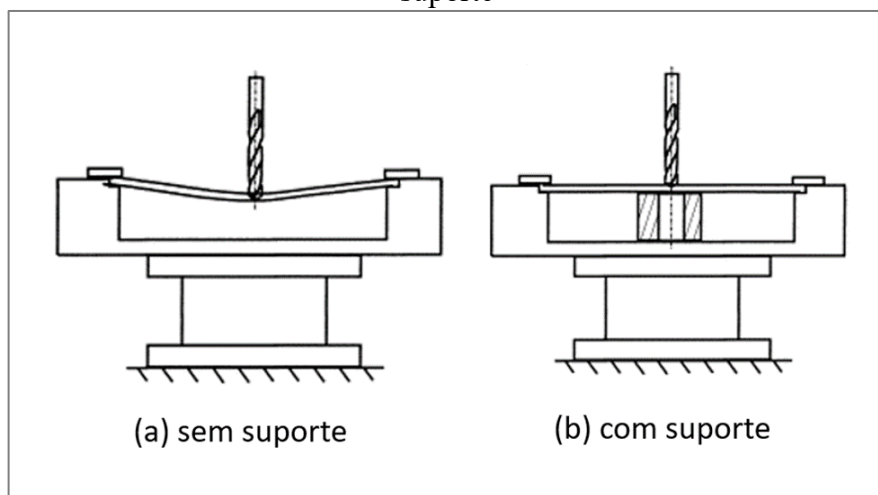
A variação na força de avanço durante o processo, segundo Giasin, Ayvar-Soberanis, Hodzic (2015) é atribuída à diferença das propriedades mecânicas entre as lâminas que constituem os laminados metal fibra. Ainda de acordo com o autor, o processo de furação do alumínio envolve geralmente deformação plástica e amolecimento térmico com formação de

cavaco, enquanto que nas camadas de compósito o processo de corte envolve fraturas de fibras e matriz, juntamente com descolamento de camadas e formação de pó de fibra de vidro e matriz.

3.2.2.3.4 *Apoio na furação*

No que se diz respeito ao uso de apoios na furação de materiais compósitos, Capello (2004), Tsao, Hocheng (2005b) e Tsao, Hocheng, Chen (2012) constataram que a utilização de suportes durante a o processo de furação acarreta em um menor grau de delaminação quando comparado com furos confeccionados sem auxílio de um suporte. Os autores atribuíram o resultado ao fato do suporte proporcionar uma redução da força de avanço. Na Figura 19 são apresentados esquematicamente processos de furação de compósitos com e sem suporte.

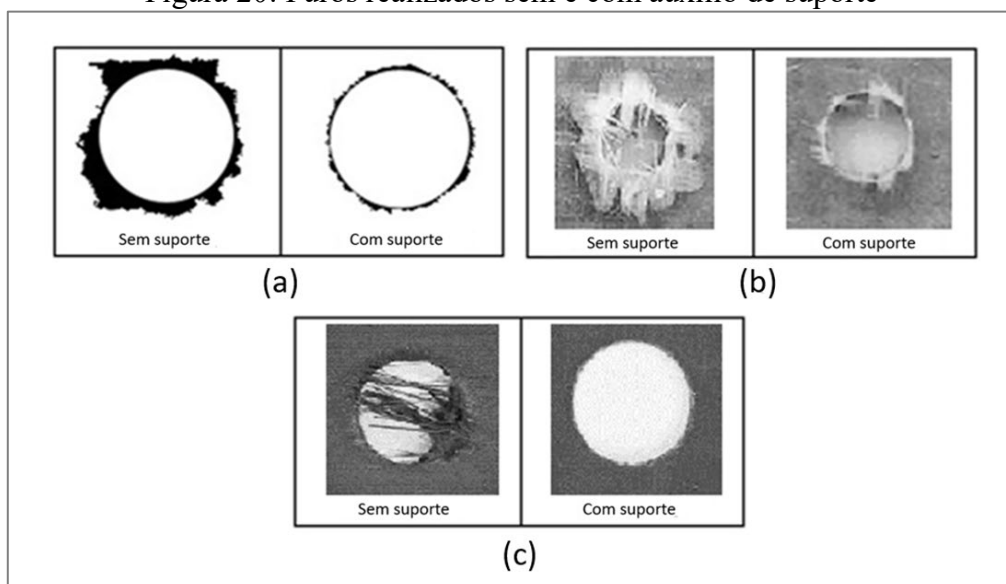
Figura 19: Esquema de um processo de furação de compósitos (a) sem suporte e (b) com suporte



Fonte: Adaptado de Capello (2004)

De acordo com Capello (2004) a não utilização de um suporte durante o processo de furação em laminados compósitos acarreta na variação da velocidade de avanço, isso ocorre pois com ausência de um suporte o laminado está livre para fletir, ou seja, de forma geral no início do corte o laminado é empurrado para baixo ao mesmo tempo em que a broca realiza o corte, resultando numa baixa velocidade de avanço, enquanto que no final, o laminado fletido tende a ser empurrado contra a broca, acarretando no aumento da velocidade de avanço. Na Figura 20 são apresentados alguns furos realizados sem e com auxílio de suporte.

Figura 20: Furos realizados sem e com auxílio de suporte



Fonte: Adaptado de (a) Tsao; Hocheng e Chen (2012), (b) Capello (2004) e (c) Tsao; Hocheng (2005)

De forma geral, a delaminação decorrente do processo de furação é influenciada diretamente por diversos fatores e, segundo Tsao e Hocheng (2005b), ela pode ser efetivamente reduzida. Contudo por se tratar de um mecanismo complexo a delaminação dificilmente pode ser eliminada. Portanto alguns pesquisadores criaram cálculos analíticos a fim de determinar o grau de delaminação resultante de processos de furação em compósitos.

3.2.2.4 Cálculo da delaminação no processo de furação

O cálculo de delaminação proveniente de um processo de furação não é algo exatamente preciso, por isso é possível encontrar na literatura alguns modelos analíticos que foram propostos para se determinar o fator de delaminação decorrente desta usinagem. De acordo com Gaugel et al. (2016), Lissek, Tegas, Kaufeld (2016) e Karimi et al. (2017), os modelos mais recorrentes utilizados para calcular a delaminação são:

- **Fator de delaminação convencional:** Calcula a delaminação a partir da relação do diâmetro de um círculo concêntrico em torno do furo que inclui todos os danos de delaminação pelo diâmetro nominal do furo (CHEN, 1997; DAVIM, REIS, 2003; DAVIM, REIS, ANTÓNIO, 2004; KHASHABA, 2004; RAWAT, ATTIA, 2009). Na Equação 1 é apresentada na a fórmula proposta para o cálculo do fator de delaminação convencional.

$$F_d = \frac{\text{Diâmetro máximo}}{\text{Diâmetro nominal}} \quad (1)$$

• **Fator bi-dimencional de delaminação:** É calculado a partir da relação entre a área danificada, a qual considera a área do furo mais a região de delaminação, e a área nominal do furo (MOHAN; KULKARNI; RAMACHANDRA, 2007; FARAZ; BIERMANN; WEINERT; 2009; TSAO; KUO; HSU, 2012). Na Equação 2 é apresentada a fórmula proposta para o cálculo do fator bi-dimencional de delaminação.

$$F_a = \frac{\text{Área delaminada}}{\text{Área nominal}} \quad (2)$$

• **Fator ajustado de delaminação:** O fator ajustado de delaminação considera a máxima extensão dos danos, o diâmetro nominal e a área da delaminação (DAVIM; REIS, 2003; DAVIM; REIS; ANTÓNIO, 2004; DAVIM; RUBIO; ABRÃO, 2007; NAGARAJAN; SELWIN RAJADURAI; ANNIL KUMAR, 2012). Nas Equações 3 e 4 são apresentadas as fórmulas propostas para o cálculo do fator ajustado de delaminação.

$$F_{da} = F_d + \frac{A_d}{(A_{max} - A_0)} * (F_d^2 - F_d) \quad (3)$$

$$A_{max} = \frac{(\text{Diâmetro máximo})^2 * \pi}{4} \quad (4)$$

Onde:

F_d = Fator delaminação;

A_d = Área delaminada;

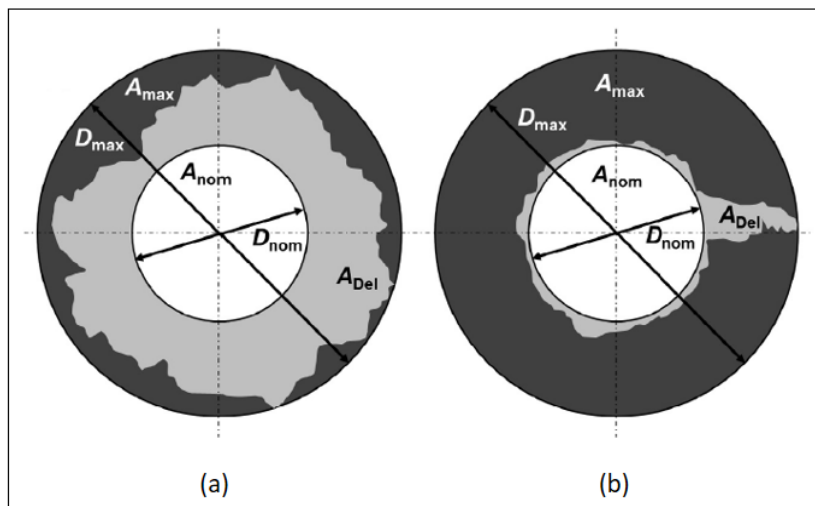
A_{max} = Área máxima;

A_0 = Área nominal.

Entretanto segundo Gaugel et al. (2016) dependendo do método utilizado para calcular o fator de delaminação, o resultado obtido pode não ser representativo para descrever adequadamente a região danificada. Na Figura 21 é apresentado um esquema de diferentes delaminações e as variáveis utilizadas para os cálculos, as quais se utilizadas para calcular o

fator de delaminação convencional resultam no mesmo valor, mesmo que os dois danos sejam visivelmente diferentes.

Figura 21: Representação de diferentes delaminações após a furação: (a) área de dano uniforme; (b) finas trincas



Fonte: Gaugel et al. (2016)

3.2.3 Complicações no processo de furação

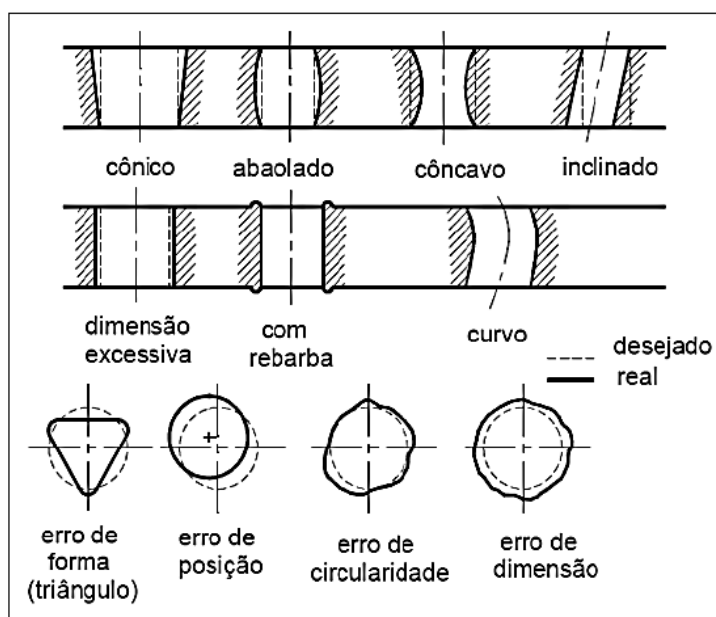
Além das dificuldades exclusivas encontradas no processo de furação dos materiais compósitos, segundo Trent e Wright (2000) e Diniz, Marcondes e Coppini (2013) esse tipo de operação ainda pode apresentar problemas inerentes e independentes do material a ser usinado. Um dos problemas citado pelos autores é a eliminação dos cavacos de dentro do furo pois, se os cavacos não forem formados de maneira que propicie uma fácil retirada, podem provocar o entupimento do furo, acarretando no aumento do torque (momento de torção) necessário para promover o corte e consequentemente levar a quebra da broca.

A quebra de uma broca dentro de um furo é um problema grave, pois além da perda da ferramenta, a sua retirada do interior do furo é uma tarefa cara e demorada, resultando muitas vezes no descarte total da peça e, considerando que um furo é normalmente um pequeno detalhe de uma peça bem maior, tal rejeição pode representar uma perda substancial (DINIZ, MARCONDES, COPPINI 2013).

Segundo Krishnaraj, Zitoun e Davim (2013) e Khashaba (2013), outro problema recorrente nesse tipo de operação é a qualidade dos furos nas peças, visto que podem ocorrer erros na geometria desejada, bem como um baixo nível de acabamento superficial, já que se

tratar de um processo de desbaste. São apresentados na Figura 22 os erros de forma, de posição, de circularidade e dimensional, que podem ocorrer em processos de furação.

Figura 22: Erros comuns no processo de furação



Fonte: Stoeterau (2004)

Com relação ao acabamento superficial, Machado et al. (2009) citam que a qualidade da superfície do furo é resultado decorrente de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e, às vezes, reações químicas. Todos esses processos estão envolvidos na formação de uma nova superfície, ou seja, determinam a integridade superficial da peça. De acordo com os autores, devido a todos esses fatores não se pode definir a integridade superficial como apenas a textura da superfície, pois esse termo engloba também outras características da superfície em serviço e de camadas abaixo desta.

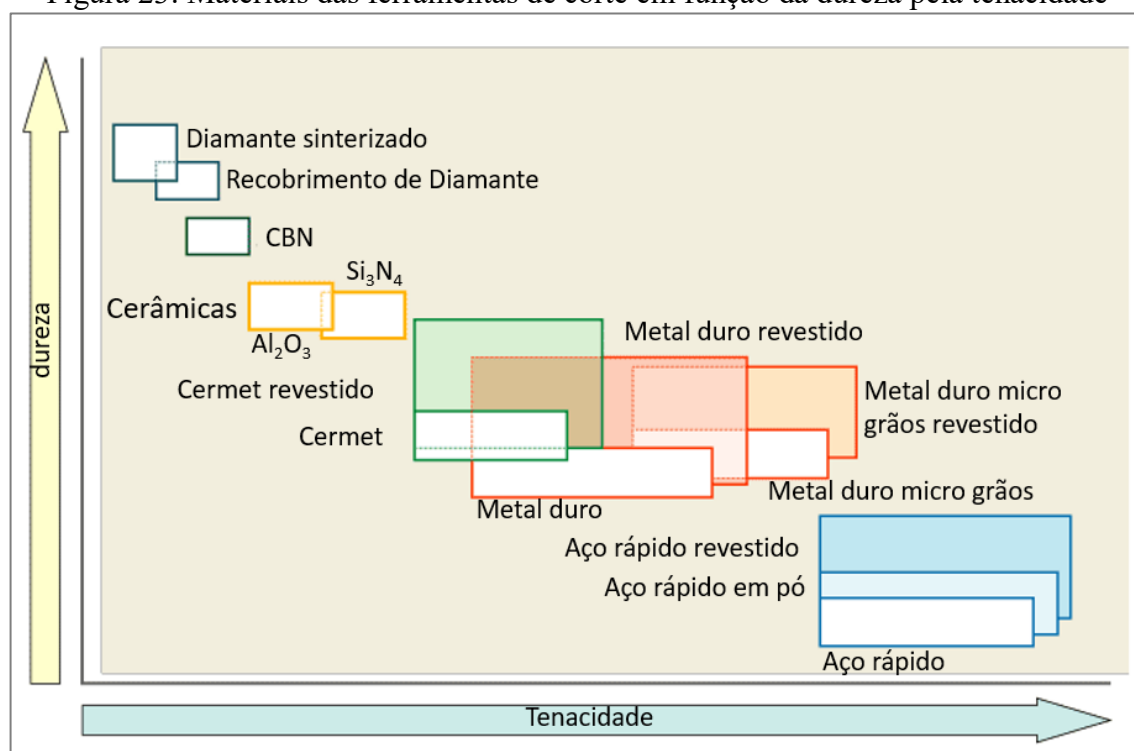
3.2.4 Ferramentas de corte

O princípio básico de todo processo de usinagem consiste na utilização de uma ferramenta que apresente dureza superior ao material da peça a ser usinada. Por tanto, para usinar um material com propriedades mecânicas específicas é necessário o desenvolvimento de novas ferramentas que possam ser utilizadas (DINIZ, COPPINI, MARCONDES, 2013).

3.2.4.1 Materiais para ferramentas de corte em compósitos

De acordo com Valente (2012), as ferramentas utilizadas para a furação de materiais compósitos são similares as utilizadas para materiais metálicos. Na Figura 23 são apresentados os principais materiais utilizados em ferramentas de corte, correlacionando a dureza do material em função da tenacidade.

Figura 23: Materiais das ferramentas de corte em função da dureza pela tenacidade



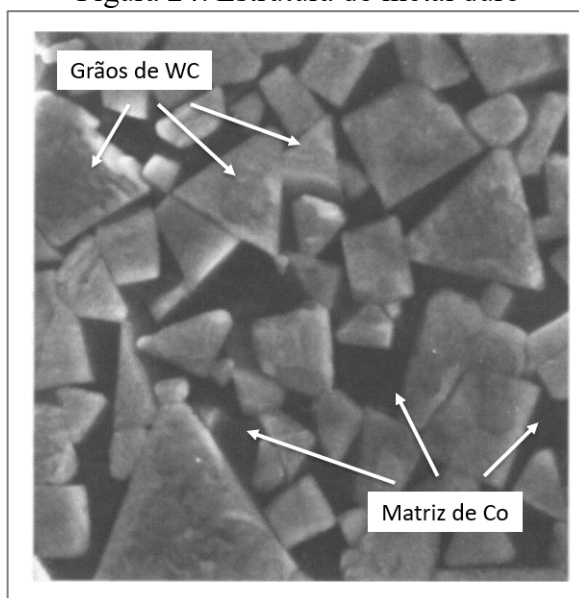
Fonte: Adaptado de Mitsubishi Materials (2018)

Ainda de acordo com Valente (2012), o uso de ferramentas feitas de aço rápido com ou sem recobrimento pode não ser adequado para usinagem de compósitos, visto que as fibras são altamente abrasivas, ou seja, acarretam em desgastes consideráveis nas ferramentas. Para tal ferramentas com maior resistência ao desgaste são requeridas, tais como as de metal duro, cerâmicas ou diamantadas (SINKE, 2003).

De acordo com Li et al. (2018) e Velo et al. (2018), apesar do nome fazer referência a metais, do ponto de vista técnico as ferramentas de metal duro são compósitos cerâmicos. Estas são constituídas por micro ou nano grãos de carbeto de tungstênio (WC) dispersos em uma

matriz metálica de elementos do grupo do ferro, sendo geralmente utilizado o cobalto (Figura 24).

Figura 24: Estrutura do metal duro



Fonte: adaptado de Andrén (2001)

Estas ferramentas têm sido amplamente utilizadas em diversas aplicações industriais de corte, como torneamento, fresamento e furação devido à sua combinação única de elevada dureza, resistência ao desgaste e boa tenacidade. Entretanto como essas propriedades decorrem de sua composição e microestrutura, a variação de um componente modifica completamente o desempenho da ferramenta. Se houver o aumento da fase de WC há um ganho em dureza e resistência ao desgaste, mas a tenacidade é reduzida, e se a fase Co for aumentada a ferramenta ganha em tenacidade, mas perde em dureza e resistência ao desgaste (ANDRÉN, 2001; LI et al., 2018).

Já as ferramentas de corte de diamante policristalino (PCD), de acordo com Catledge et al. (1996) e Davim (2008), são constituídas por diamantes sinterizados em temperaturas entre 1500 e 2000° C, com pressões de 5 a 7 GPa. Estes diamantes encontram-se dispostos em um substrato de metal duro (carbeto de tungstênio e cobalto) e submetidos a um aquecimento de 1400°C com pressão de 6 GPa. Durante esse processo o cobalto do metal duro torna-se o aglutinante dos cristais de diamante promovendo uma ligação direta com os grãos.

Devido à natureza do diamante estas ferramentas apresentam uma resistência a abrasão muito superior à do metal duro, além de uma condutividade térmica em elevadas temperaturas

que permite que o calor seja conduzido para longe da aresta de corte, proporcionando assim um ganho em vida da ferramenta e um aumento de produtividade. Contudo, o uso deste tipo de ferramenta é muito limitado devido a sua interação com o carbono, excluindo assim a maioria das ligas ferrosas (CATLEDGE et al., 1996).

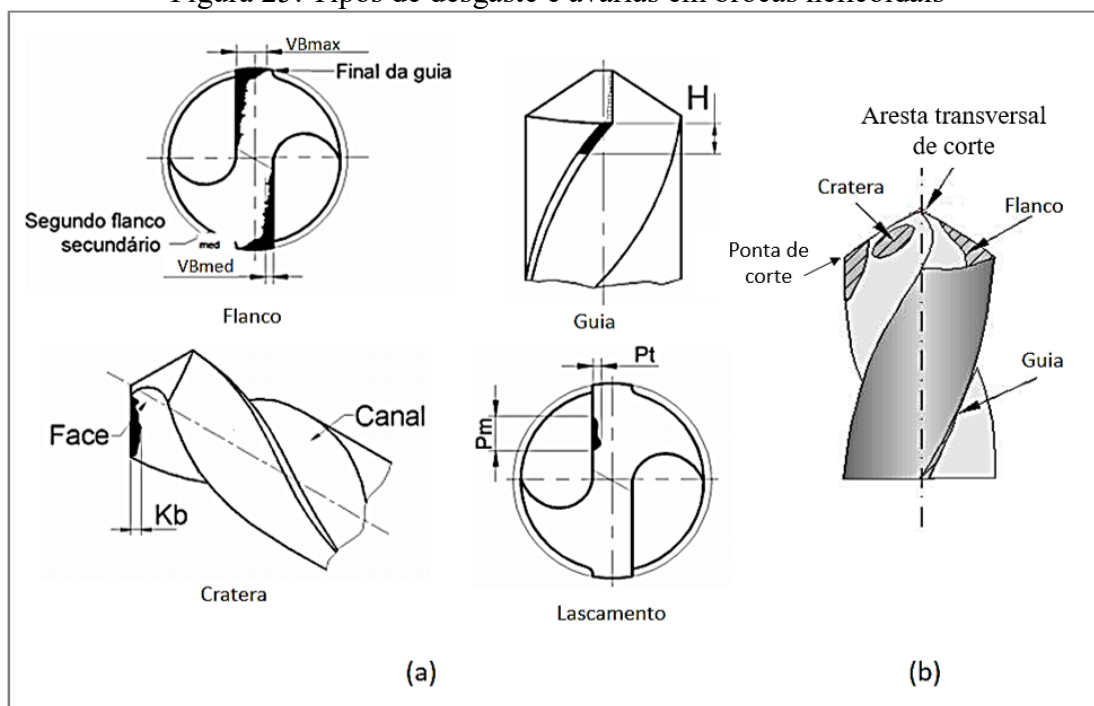
3.2.4.2 Tipos de Desgastes em Brocas

De acordo com Machado et al. (2009) e Diniz, Coppini, Marcondes (2013), um dos critérios de maior importância na usinagem de um material consiste na vida da ferramenta, sendo está definida como o tempo efetivo de trabalho da ferramenta, sem que a mesma apresente perdas significativas de sua capacidade de corte dentro de um critério pré-estabelecido pela rentabilidade e eficiência.

O desgaste de uma ferramenta de corte é um processo gradual, o qual tem sua taxa variando em função dos materiais da ferramenta e da peça, bem como pela geometria da própria ferramenta, parâmetros de usinagem, presença ou não de fluido de corte e das características da máquina-ferramenta (KALPAKJIAN, SCHMID, 2009). De acordo com Machado et al. (2009) e Kalpakjian, Schmid (2009), todo e qualquer desgaste nas ferramentas pode afetar negativamente a qualidade superficial da peça usinada, bem como os parâmetros dimensionais e, conseqüentemente, os custos operacionais.

Segundo Bork (1995) e Stephenson, Agapiou (2006), os desgastes e avarias que ocorrem em brocas são semelhantes aos desgastes que ocorrem em pastilhas e fresas, sendo estes desgastes de flanco, de cratera e de entalhe, já as avarias podem ser na forma de trincas, deformação plástica, lascamento e quebra. Contudo, além destes desgastes e avarias, há também aqueles característicos desta ferramenta, como desgaste de aresta transversal de corte, na ponta de corte e de guia (Figura 25).

Figura 25: Tipos de desgaste e avarias em brocas helicoidais



Fonte: Adaptado de (a) Bork (1995) e (b) Stoeterau (2004)

Ainda de acordo com Bork (1995) e Stephenson, Agapiou (2006), os principais desgastes e avarias em brocas são definidos como:

- **Desgaste na aresta transversal de corte:** resultado da abrasão ou da deformação plástica. Esse desgaste provoca o aumento de duas a três vezes da força axial de impulso da broca, bem como a precisão e centralização;
- **Aresta postiça:** ocorre quando há adesão de material usinado na aresta de corte da ferramenta, o que na furação é um grande problema, pois pode alterar a profundidade de corte efetiva, bem como o diâmetro. Além disso pode alterar o acabamento superficial e levar ao lascamento da ferramenta;
- **Desgaste de flanco:** se manifesta ao longo da superfície de folga da broca, sendo proveniente do atrito da ferramenta com a peça usinada. Este tipo de desgaste provoca um aumento da força de corte, bem como da potência e da temperatura na aresta de corte. O que pode resultar no aumento da dimensão das rebarbas geradas pela furação e redução na precisão dimensional da peça. Além disso, quando esse desgaste se torna excessivo a broca perde o poder de cortar e falha por vibração ou quebra;

- **Desgaste de ponta de corte:** se manifesta no canto exterior da aresta de corte ou na região de contato com a superfície perfurada, sendo resultante da abrasão, da deformação térmica ou da difusão. Esse tipo de desgaste provoca baixo controle dimensional e baixa qualidade superficial, produzindo geralmente furos subdimensionados;
- **Desgaste da cratera:** se manifesta na superfície do canal da broca, sendo resultante da combinação da difusão, decomposição (alta velocidade de corte) e do desgaste abrasivo. Se esse tipo de desgaste for excessivo enfraquece a aresta de corte e pode resultar na deformação, lascamento ou quebra da mesma;
- **Lascamento:** se manifesta na forma da quebra de pequenos fragmentos da aresta de corte durante a usinagem, sendo muito recorrentes para ferramentas confeccionadas de materiais frágeis ou quando são usinados materiais que apresentam partículas duras ou abrasivas. Também podem surgir devido a vibrações e resultam num acabamento superficial pobre e no aumento do desgaste de flanco, podendo levar a quebra da ferramenta;
- **Deformação plástica:** se manifesta na aresta de corte quando a ferramenta não é capaz de suportar a pressão de corte entre a ferramenta e o cavaco, bem como devido a altas temperaturas. Se a deformação for excessiva pode afetar a precisão dimensional, bem como acabamento superficial, e ainda gerar desgaste de flanco severo ou quebra da aresta;
- **Desgaste de entalhe:** se manifesta na região de interface entre o contato da peça/ferramenta/cavaco, no lado exposto da superfície de corte. Esse desgaste é resultante da ação de rebarbas nas bordas dos cavacos. O aumento progressivo desse desgaste pode levar à quebra da ferramenta de corte, bem como em problemas acabamento superficial;
- **Quebra:** a quebra é a perda catastrófica da aresta de corte ou de uma porção de massa substância da ferramenta; Em geral, a quebra é causada por elevadas forças de corte ou baixa resistência da ferramenta em relação à peça;

- **Trincas:** se manifestam de duas formas, sendo uma na forma de fissuras perpendiculares à aresta de corte, normalmente como resultado de cargas térmicas cíclicas, ou paralelas à aresta de corte, sendo resultantes de cargas mecânicas cíclicas. As trincas podem levar à fratura da ferramenta ou ao lascamento.

3.2.5 Monitoramento do processo de usinagem

No âmbito da usinagem, de acordo com Baptista, Coppini (2001), os maiores investimentos são focados na redução de custos, diminuição do tempo de produção, maximização dos lucros, redução de tempos improdutivos, dentre outros, isto é, na otimização do processo. Para tal são realizados diversos investimentos, como aquisição de maquinários mais modernos, utilização de ferramentas de corte que combinem maior tempo de vida e que gere melhor acabamento das peças, entre outros.

Entretanto, um dos maiores desafios da usinagem é determinar com segurança o momento correto para trocar a ferramenta de corte durante uma operação. Devido a isso diversos campos de pesquisa com foco em monitorar os processos de usinagem, como a mensuração da potência, vibração, temperatura, emissões sonora e acústica, força, dentre outros, são estudados por inúmeros autores (DA SILVA et al., 2009; DA SILVA et al., 2011; DOWNEY, RAGHAVENDRA, 2014).

De acordo com Lauro et al. (2014) o monitoramento de um processo de usinagem pode representar tanto uma economia como também praticidade, visto que este permite identificar anomalias durante a operação, tais como desgaste na ferramenta de corte e baixo acabamento superficial, e assim evitar danos e desperdícios no processo.

3.2.5.1 Potência de usinagem

De acordo com Machado et al. (2009) e Diniz, Marcondes, Coppini (2003), a potência de usinagem é definida como o esforço que máquina-ferramenta necessita para girar o seu eixo-árvore afim de executar os movimentos de corte e de avanço. Já para a ABNT NBR 12545: 1991 a potência de usinagem é a resultante da combinação das componentes da velocidade e força de usinagem que atuam na direção da velocidade correspondente, sendo que a esta norma divide a potência de usinagem em:

- **Potência de corte:** resultante da velocidade de corte com a força de corte;
- **Potência de avanço:** resultante da velocidade de avanço com a força de avanço.
- **Potência Efetiva:** resultante da velocidade efetiva com a força efetiva, sendo também determinada como a soma das potências de avanço e de corte;

Em situações extremas, a potência de corte chega a ser 140 vezes maior que a potência de avanço, por isso em muitos casos, para o cálculo de dimensionamento do motor da máquina-ferramenta despreza-se a potência de avanço, sendo assim a potência de usinagem pode ser considerada a mesma que a potência de corte (DINIZ, MARCONDES, COPPINI 2013).

De acordo com Machado et al. (2009) uma das maneiras para se determinar a potência de usinagem é através do cálculo da potência de corte, a qual varia de acordo com o material usinado, as condições de corte utilizadas, bem como a geometria da ferramenta de corte, o desgaste, entre outros.

3.2.5.1.1 *Cálculo da potência de corte*

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2013), a potência de corte pode ser calculada a partir da relação entre a força de corte e a velocidade de corte (Equação 5).

$$P = \frac{Fc \times Vc}{60 \times 75} \quad (5)$$

Onde:

P = potência de corte, (CV);

Fc = força de corte, (kgf);

Vc = velocidade de corte, (m/min).

Na qual a força de corte pode ser calculada através da relação disposta na Equação 6.

$$Fc = Ks \times A \quad (6)$$

Onde:

Fc = força de corte, (kgf);

Ks = pressão específica de corte;

A = área da seção transversal de corte.

De acordo com Machado et al. (2009) e Diniz, Marcondes, Coppini (2013), entende-se por pressão específica de corte (K_s) a força necessária para remoção de uma área de corte equivalente a 1 mm^2 , sendo que esta irá variar em função do material da peça, geometria e o desgaste da ferramenta de corte, área da seção de corte, velocidade de corte e as condições de lubrificação e refrigeração.

Além dos cálculos analíticos utilizados para se determinar a potência de corte, Machado et al. (2009) citam ainda que a potência de corte pode ser mensurada experimentalmente a partir da tensão e da corrente elétrica consumida durante o processo, sendo que a tensão pode ser obtida utilizando voltímetros e a corrente elétrica por amperímetros em série. Outro equipamento pode ser utilizado para captar potência consumida ou a variação da frequência do motor é o sensor de tipo Hall, por meio do qual é possível mensurar a corrente e a tensão gerada (SANTOS; SALES, 2007).

3.2.5.2 Vibração

Apesar de muitas vezes os processos de usinagem serem considerados como estáveis por possuírem variáveis fixas, como velocidade de avanço, velocidade de corte, profundidade, ângulos de corte, entre outros, os sistemas são influenciados tanto pela operação de corte quanto pelo sistema dinâmico máquina/ferramenta/peça, nos quais podem ocorrer fenômenos vibratórios, desencadeando variações nas forças produzidas durante a operação (SANTOS, 2011).

Segundo Trent, Wright (2000), a maioria dos sistemas de usinagem apresentam características de rigidez e amortecimento de vibrações, os quais são essenciais para qualidade das operações, visto que um dos fenômenos mais importante na usinagem é a vibração entre a ferramenta e a peça usinada, quando se fala de qualidade do processo.

As vibrações quando em excesso num sistema podem causar desgastes e avarias prematuras nas ferramentas de corte, o que se prolongado por muito tempo podem por em risco a integridade e reduzir a vida útil dos rolamentos do eixo-arvore da máquina-ferramenta. Além disso as vibrações afetam diretamente a qualidade superficial e o dimensional das peças usinadas, causam ruídos indesejáveis e o aumento no consumo de energia elétrica (TRENT; WRIGHT, 2000; SANTOS, 2011; SIDDHPURA; PAUROBALLY, 2012).

De acordo com a literatura, durante operações de usinagem as vibrações podem ser causadas por uma fonte externa, pela própria máquina ou devido à ação das forças de corte do

material, sendo um fenômeno muito complexo e estudado a mais de cem anos, o qual pode ser dividido em três formas básicas (ALTINTAS; WECK, 2004; STEPHENSON; AGAPIOU, 2006; QUINTANA; CIURANA, 2011; SIDDHPURA; PAUROBALLY, 2012).

- **Vibração livre:** é resultado de um choque mecânico e possui um comportamento aleatório, sendo dependente das condições de corte, das propriedades do material e até de distúrbios ambientais;

- **Vibração forçada:** geralmente é resultado de forças periódicas presentes na máquina, como forças nas engrenagens ou devido à instabilidade de componentes e desalinhamento de bombas e motores. Outras vibrações deste tipo podem ser causadas pelo contato periódico da ferramenta com a peça durante o processo de corte.

- **Vibração autoexcitada (*chatter*):** é resultado das interações que ocorrem durante o processo de remoção do cavaco com a estrutura da máquina, ocorrendo normalmente quando o deslocamento relativo da ferramenta-peça é repentinamente interrompido.

Segundo Stephenson, Agapiou (2006), dentre os três tipos a mais estudada é a vibração autoexcitada, sendo que esta é um fenômeno muito complexo dependendo da concepção, configuração da estrutura da máquina ferramenta, dos materiais da peça de trabalho, da ferramenta de corte e dos parâmetros de corte.

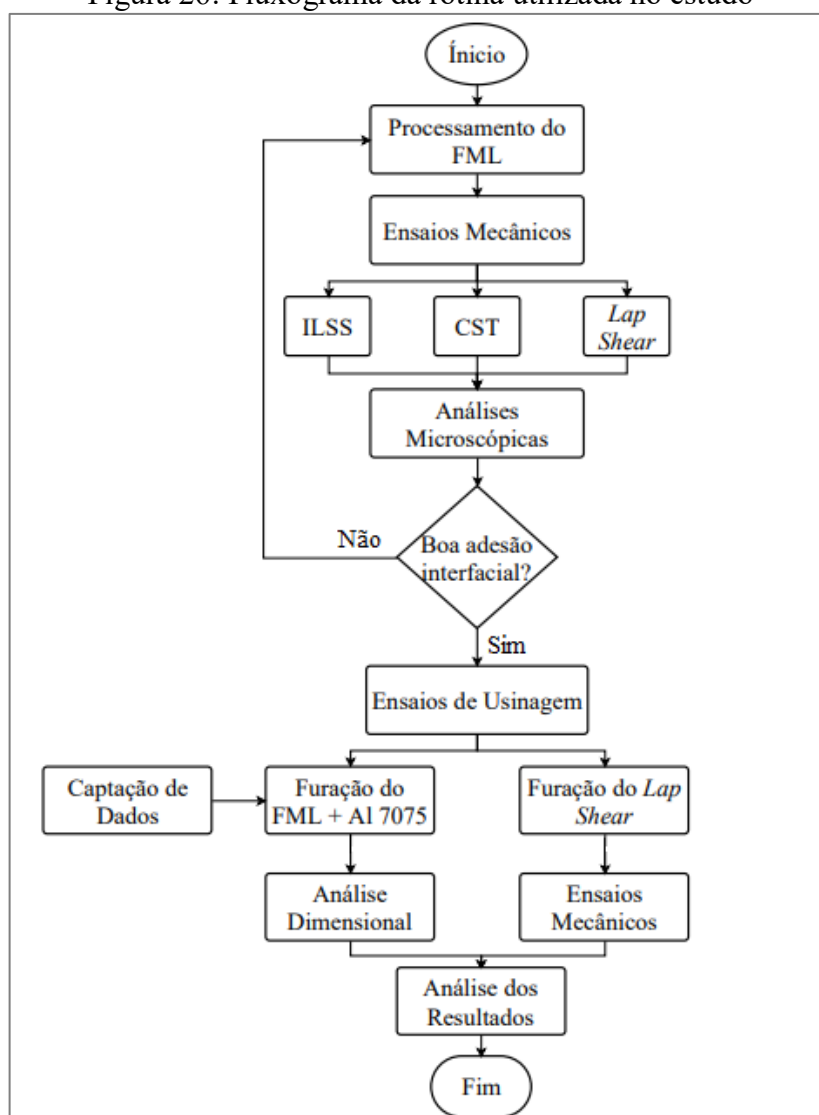
De modo geral as vibrações durante um processo de usinagem ocorrem, pois, o amortecimento do sistema da máquina-ferramenta é insuficiente na absorção de parte da energia de corte. A importância da vibração no sistema irá depender do tipo de operação realizada (acabamento ou desbaste), dos requisitos de acabamento superficial, das características de desgaste da ferramenta, do ruído acústico admissível e da sua propagação ao equipamento circundante (STEPHENSON; AGAPIOU, 2006; QUINTANA; CIURANA, 2011).

A eliminação da vibração, de um processo de usinagem, é uma tarefa difícil, segundo Stephenson, Agapiou (2006), existem duas abordagens para minimizar o problema. A primeira é definir ou alterar as condições de corte para otimizar a remoção do material ao operar em regime estável. Já a segunda é analisar as características dinâmicas do sistema para determinar uma faixa estável de operação e propor aperfeiçoamento no projeto do sistema nesta faixa específica.

4 MATERIAL E MÉTODOS

Para este estudo foi utilizado o compósito híbrido laminado metal fibra constituído de alumínio 2024-T3, fibras de vidro na forma de tecido *plain weave* e resina epóxi, o qual foi produzido no Laboratório de Processamento de Compósitos da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, bem como lâminas de alumínio 7075 para simular o apoio no qual o FML seria fixado. Sendo que a rotina empregada para este estudo ocorreu de acordo com o fluxograma apresentado na Figura 26.

Figura 26: Fluxograma da rotina utilizada no estudo



Fonte: Autoria própria

4.1 PROCESSAMENTO DO FML

Inicialmente, as placas do laminado metal fibra foram confeccionadas com dimensões de 240x240mm em uma prensa com aquecimento e resfriamento controlados, da marca Carver, série Monarch, modelo CMV100H-15-X, do Departamento de Materiais e Tecnologia da UNESP, campus de Guaratinguetá (Figura 27).

Figura 27: Prensa Carver Monarch modelo CMV100H-15-X



Fonte: Autoria própria

Para tal foi primeiramente realizado a laminação manual, utilizando três lâminas de alumínio 2024-T3 com espessura de 0,4mm, sem tratamento superficial, as quais tiveram apenas a rugosidade alterada com auxílio de uma esponja *Scotch-brite* (Tabela 1).

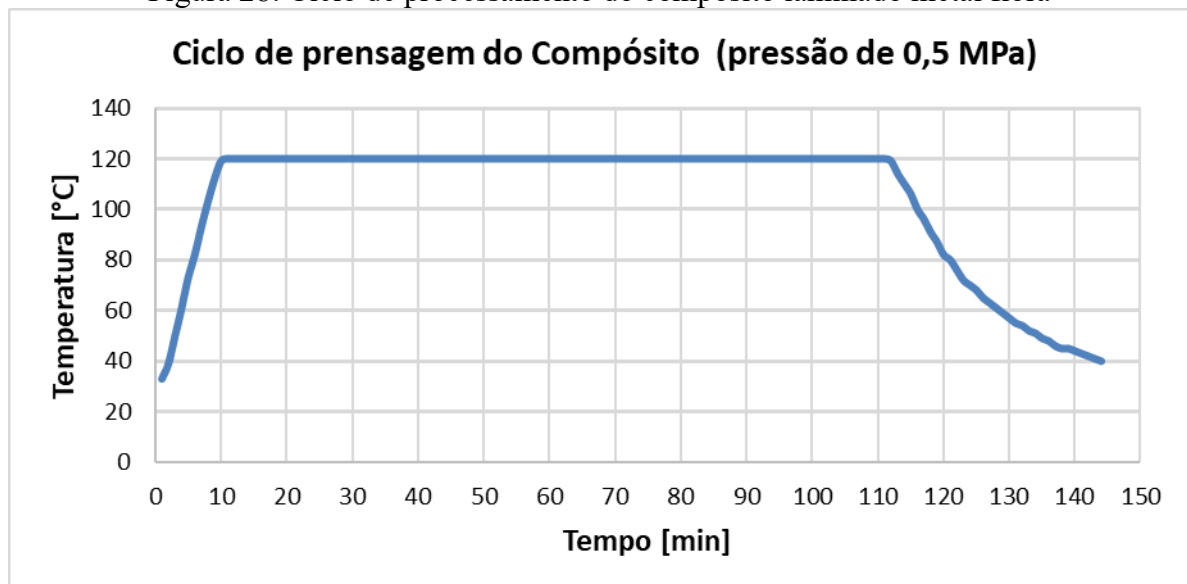
Tabela 1: Rugosidade da lamina de Alumínio 2024-T3

Parâmetro de Rugosidade	Como fornecido	Após uso da <i>Scotch-brite</i>
R_a	0,034 μm	0,412 μm
R_z	0,246 μm	3,228 μm

Fonte: Autoria própria

Após isso, as lâminas de alumínio foram intercaladas com oito camadas de *prepreg* de epóxi/fibra de vidro (especificado como 778138"-F155, contendo 50% em volume de fibras de vidro), sendo quatro camadas de *prepreg* entre cada lâmina de alumínio. O ciclo de processamento do compósito consistiu no aquecimento do laminado até temperatura de 120°C, com taxa de aquecimento de aproximadamente 1,5°C/min e pressão constante de aproximadamente 0,5MPa aplicada durante todo o tempo de processamento seguido de uma permanência de 100 minutos nesta temperatura e posterior resfriamento até a temperatura ambiente (Figura 28).

Figura 28: Ciclo de processamento do compósito laminado metal fibra

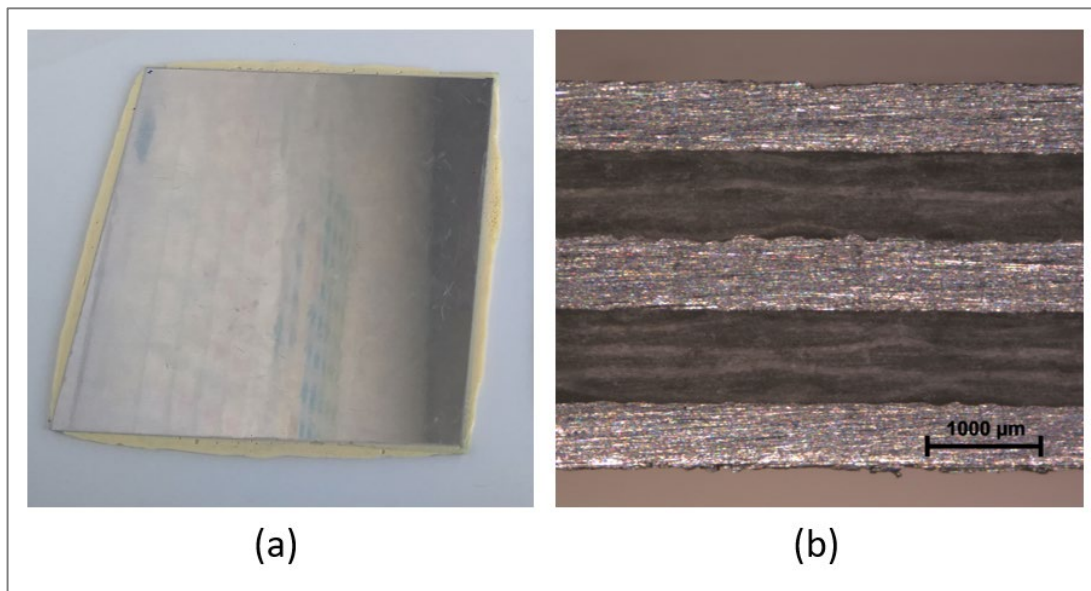


Fonte: Autoria própria

Após o ciclo de processamento foram obtidas placas com uma aparência limpa e aparentemente bem consolidadas, contudo parte da resina epóxi ultrapassou as dimensões do alumínio, sendo necessário sua remoção. Este excesso de resina epóxi foi removido posteriormente utilizando uma serra fita, seguidas de lixamento das bordas para melhor acabamento e também para facilitar na avaliação visual de possíveis delaminações do FML. Na

Figura 29 são apresentadas fotos da placa do FML logo após o processamento (a) e da vista do perfil da placa (b) após remoção do excesso de resina epóxi e lixamento.

Figura 29: Placa de FML após o processamento (a) e vista do perfil da placa (b) após corte do excesso de resina e lixamento



Fonte: Autoria própria

4.2 ENSAIOS MECÂNICOS

Para determinar a qualidade da interface do compósito obtido no processamento foram realizados os ensaios de Cisalhamento Interlaminar ou “*Interlaminar Shear Strength*” (ILSS), de Cisalhamento por Compressão ou “*Compression Shear Test*” (CST) e o “*Lap-Shear*”. Os testes foram realizados utilizando células de carga de 5kN (ILSS e CST) e 50kN (*Lap-shear*), com velocidades constantes de 0,5mm/min, 0,25mm/min e 1,5mm/min respectivamente, em uma máquina universal de ensaios mecânicos da Shimadzu, modelo AG-X, do Laboratório de Ensaios Mecânicos da FEG/UNESP (Figura 30).

Figura 30: Máquina universal de ensaios mecânicos Shimadzu, modelo AG-X

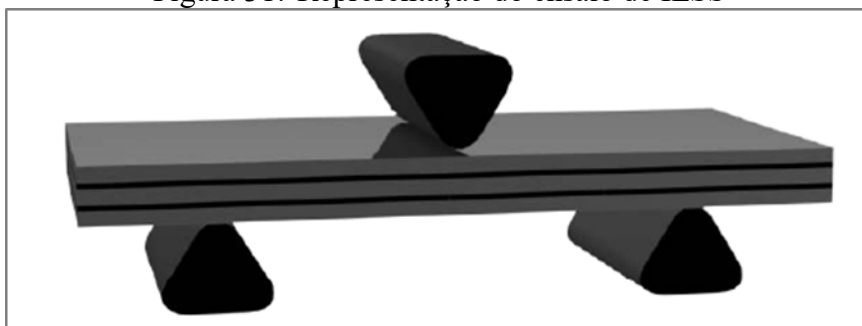


Fonte: Autoria própria

4.2.1 Cisalhamento interlaminar - ILSS

O ensaio de Cisalhamento Interlaminar ou “*Interlaminar Shear Strength*”, é um dos ensaios mais comumente utilizados quando se deseja avaliar a interface entre as camadas de materiais compósitos, ou seja, a adesão entre estas. Este ensaio consiste basicamente em submeter um corpo de prova a um esforço de flexão em três pontos (Figura 31).

Figura 31: Representação do ensaio de ILSS



Fonte: Damato (2010)

Para este trabalho, os ensaios de cisalhamento interlaminar ILSS foram realizados 12 amostras de acordo com os requisitos da norma ASTM 2344, a qual determina que os corpos de prova tenham suas dimensões definidas de acordo com as Equações 7 e 8.

$$l = h * 6,0 \quad (7)$$

$$b = h * 2,0 \quad (8)$$

Onde:

l = comprimento do corpo de prova;

h = espessura do material;

b = largura do corpo de prova.

De acordo com a norma os corpos de prova foram cortados e posteriormente lixados até atingirem as dimensões específicas, sendo neste caso dimensões de 20,4 x 6,8 x 3,4 (mm). Ainda de acordo com a norma ASTM D2344 a resistência ao cisalhamento em flexão foi determinada utilizando a Equação 9.

$$F^{sbs} = 0,75 * \frac{P_m}{b * h} \quad (9)$$

Onde:

F^{sbs} = resistência interlaminar;

P_m = carga máxima;

b = largura do corpo de prova;

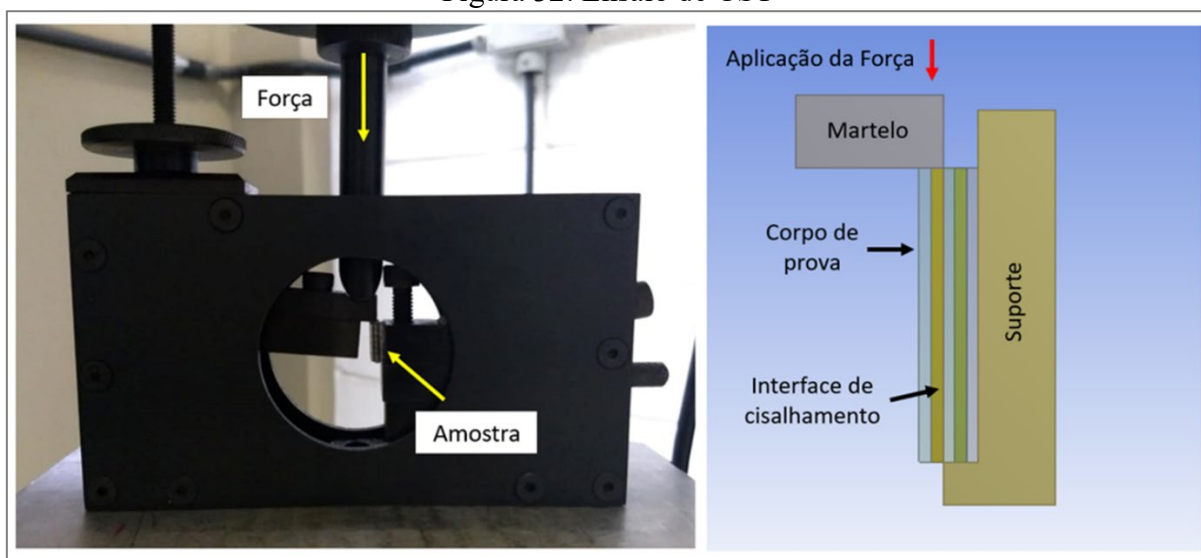
h = espessura do corpo de prova.

4.2.2 Cisalhamento por compressão - CST

O ensaio de Cisalhamento por Compressão ou “*Compression Shear Test*” consiste em submeter o compósito a esforços compressivos diretamente na interface entre duas lâminas, ou seja, a um cisalhamento puro em uma região bem definida. Para tal, uma amostra com dimensões de (10 x 10) mm é posicionada em mecanismo de forma que a carga seja aplicada

exatamente na região interfacial (Figura 32) e submetida a um carregamento por compressão, promovendo, assim, a delaminação da amostra durante o ensaio.

Figura 32: Ensaio de CST



Fonte: Autoria própria

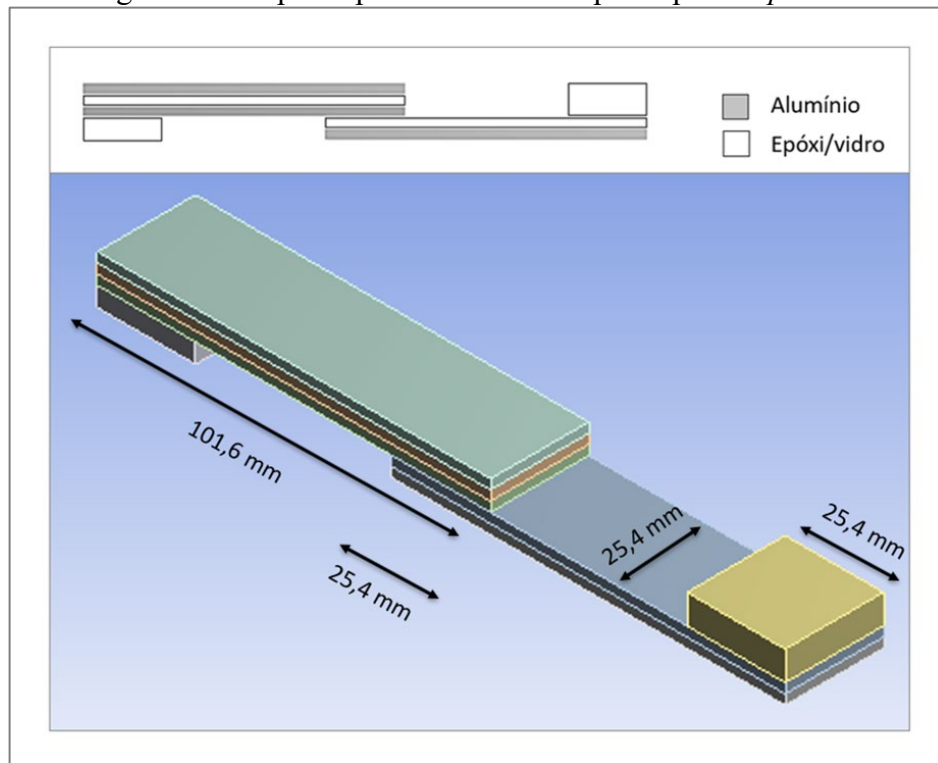
Para este ensaio foram utilizadas 32 amostras e a resistência à tensão de cisalhamento por compressão resultante do ensaio de CST foi determinada diretamente pela relação entre a carga e a área de cisalhamento dos corpos de prova.

4.2.3 Lap Shear

O corpo de prova para o ensaio de *Lap Shear* foi confeccionado de modo a seguir a geometria da norma ASTM D5868 de materiais poliméricos reforçados com fibras contínuas. A norma determina que o corpo de prova seja composto por duas partes com dimensões de 25,4mm de largura por 101,6mm de comprimento, unidas por um adesivo, de forma sobreposta uma a outra, formando uma área de cisalhamento de 25,4mm por 25,4mm.

Contudo por se tratar de um laminado metal fibra o corpo de prova foi adaptado para melhor representar a configuração do FML proposta neste trabalho. Desta forma, foi mantida a geometria especificada pela norma, mas a união entre as duas partes foi confeccionada com a própria resina epóxi reforçada com fibra de vidro, de modo a representar a interface entre o alumínio e o compósito de epóxi/fibra de vidro. Na Figura 33 é apresentado um esquema do corpo de prova adaptado para o ensaio de *Lap Shear* do FML.

Figura 33: Corpo de prova de FML adaptado para *Lap-shear*



Fonte: Autoria própria

Para este ensaio foram utilizadas dez amostras, sendo que a resistência a tensão de cisalhamento em tração entre as camadas de epóxi e alumínio foi determinada diretamente a partir da relação entre a carga e a área do cisalhamento dos corpos de prova. Na Figura 34 é apresentada uma foto do ensaio de *Lap Shear*.

Figura 34: Ensaio de *Lap Shear*

Fonte: Autoria própria

4.3 ENSAIOS DE USINAGEM

Para a usinagem do material foi escolhido o processo furação, visto que este é o mais amplamente empregado para este tipo de material no setor aeronáutico. Esse processo foi realizado em um Centro de Usinagem marca DMG modelo DMU50ECO, com rotação máxima do fuso de 8000 rpm e potência de 17 kVA. Sendo este pertencente ao Laboratório de Estudo da Usinagem do Departamento de Materiais e Tecnologia da UNESP em Guaratinguetá (Figura 35).

Figura 35: Centro de Usinagem marca DMG modelo DMU50ECO

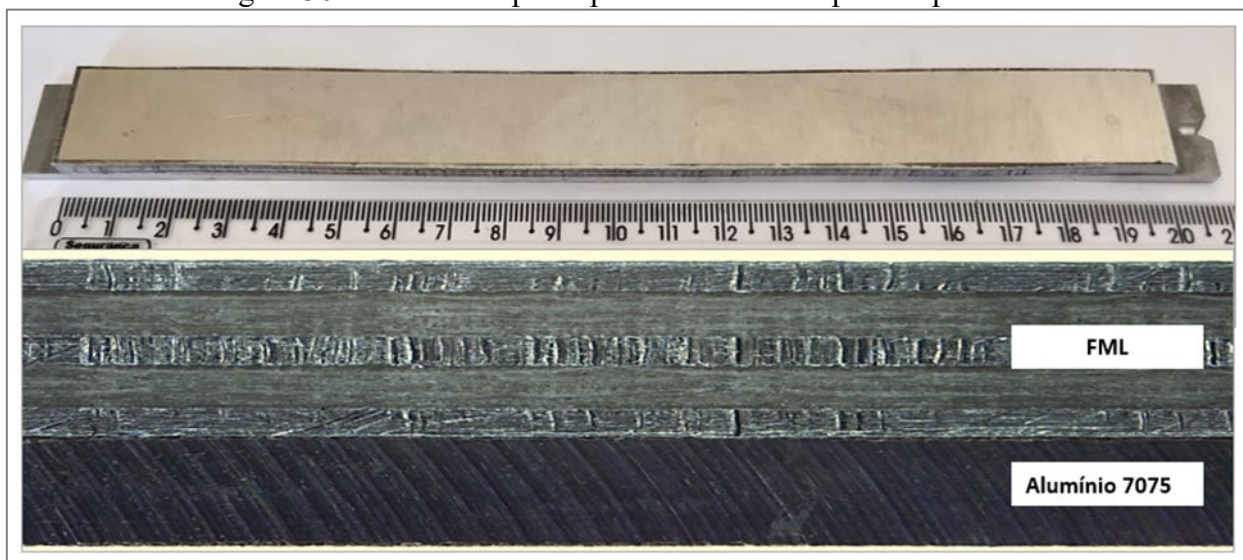


Fonte: David Müzel (2017)

4.3.1 Obtenção dos corpos de prova para usinagem

Após a caracterização da interface entre as camadas de alumínio e epóxi/fibra de vidro pelos ensaios de ILSS, CST e *Lap Shear*, foram confeccionados dez corpos de prova para serem submetidos ao processo de furação. O corpo de prova foi confeccionado cortando as placas de FML nas dimensões de 200x20 mm. Em seguida, essas tiras foram fixadas junto a tiras de alumínio 7075, com as mesmas dimensões de largura e comprimento das amostras de FML avaliadas, mas com uma espessura de 2mm. Este procedimento foi realizado de forma a simular o processo de furação simultâneo do FML ao da estrutura ao qual este é fixado em uma aeronave, no qual o alumínio 7075 representa a estrutura de fixação e o FML a fuselagem, e assim avaliar eventuais problemas referentes ao processo de furação para rebitagem do FML junto a uma determinada estrutura. Na Figura 36 são apresentadas as fotos do corpo de prova e do seu respectivo perfil.

Figura 36: Fotos do corpo de prova e de seus respectivos perfis



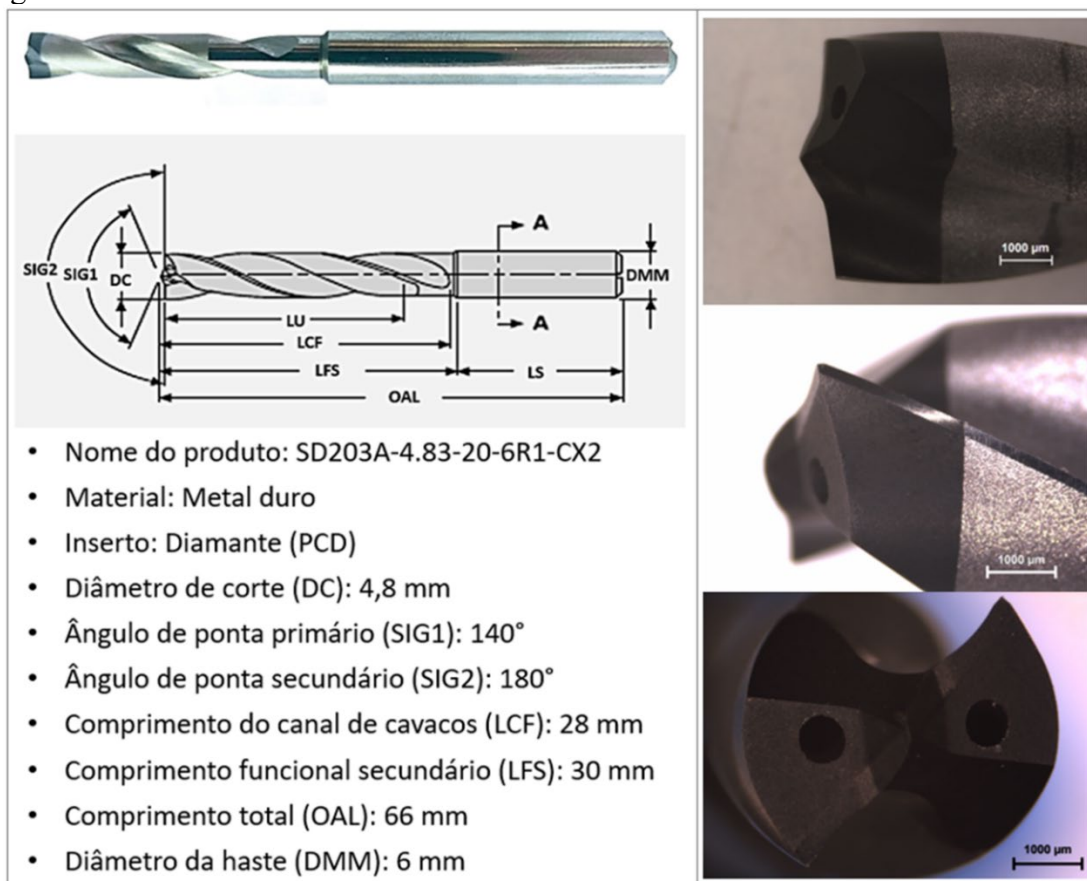
Fonte: Autoria própria

4.3.2 Furação

Para o processo de furação foram utilizados dois conjuntos com três brocas cada, sendo estas de metal duro com inserto de diamante e de metal duro com revestimento de TiAlN.

As brocas de metal duro com inserto de diamante policristalino (PCD), apresentavam dois canais e diâmetro de 4,83 mm (diâmetro este usual em furações de componentes aeronáuticos). Estas brocas foram desenvolvidas para usinagem de materiais compósitos com lâminas metálicas, sendo doadas pela empresa Seco Tools (Figura 37).

Figura 37: Características da broca de metal duro com inserto de diamante da Seco Tools



Fonte: Adaptado de Seco Tools (2018)

Já as brocas e metal duro com revestimento de TiAlN, também com 4,8mm de diâmetro e dois canais, apresentavam geometria geral para corte de diversos materiais, sendo estas doadas pela empresa OSG Sulamericana de Ferramentas (Figura 38).

Figura 38: Características da broca de metal duro com recobrimento de TiAlN da OSG



Fonte: Adaptado de OSG (2018)

A partir dos parâmetros de entrada foram selecionadas três rotações do fuso e três avanços, sendo estes baseados em valores encontrados na literatura, de forma a abranger os artigos encontrados e a recomendação das empresas Seco Tools e OSG. Os valores de rotações utilizados foram 4000, 6000 e 8000 rpm, sendo o máximo limitado pelas características do Centro de Usinagem. Já os valores de avanços foram de 0,05; 0,10 e 0,20 mm/rotação, com os quais foi feito arranjo de fatorial completo. Na Tabela 2 são apresentadas as combinações de parâmetros de corte utilizados nos processos de furação.

Tabela 2 Combinações de parâmetros utilizados nos processos de furação

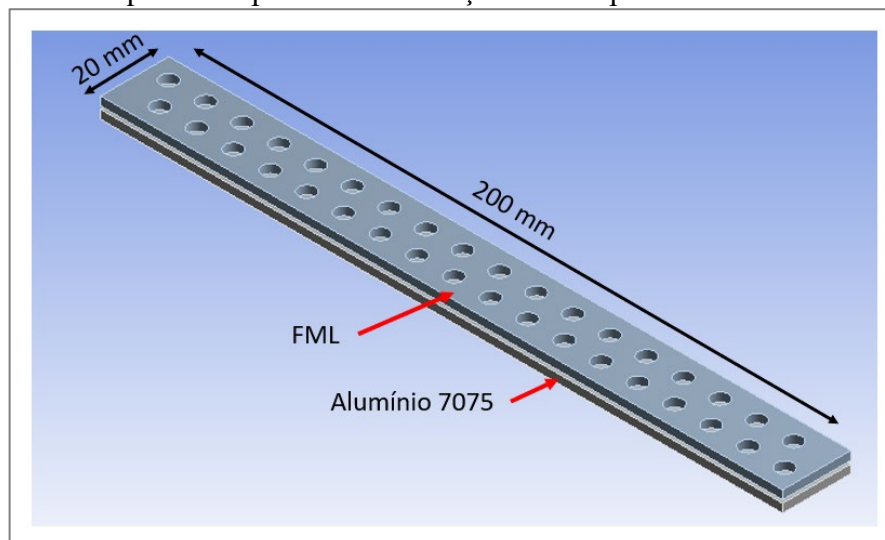
Rotações (rpm)	Avanço (mm/rotação)		
4000	0,05	0,10	0,20
6000	0,05	0,10	0,20
8000	0,05	0,10	0,20

Fonte: Autoria própria

O processo de furação foi realizado oito vezes para cada combinação de parâmetros, sendo feito de maneira alternada no corpo de prova, a fim de maximizar o número de furos por corpo de prova, mantendo uma distância entre os centros de aproximadamente 10,78mm de modo a garantir uma distância mínima de segurança de 6mm de uma borda a outra dos furos.

Na Figura 39 é apresentado o esquema de furação realizado no corpo de prova de FML com dimensões de 200x20 mm apoiado no alumínio 7075.

Figura 39: Esquema do processo de furação no compósito laminado metal fibra



Fonte: Autoria própria

4.3.3 Sistema de Aquisição de Dados

Durante o processo de furação foram coletados dados de potência, vibração e força utilizando um sistema de aquisição de dados computadorizado, o qual coletou os dados do processo em tempo real. A utilização desse sistema permite a obtenção de quaisquer variáveis físicas, as quais mediante os sensores ou transdutores apropriados são convertidas em sinais elétricos.

O sistema de aquisição foi constituído de uma placa de aquisição de dados da National Instruments, modelo NI PCI 6220, a qual foi acoplada num microcomputador. A placa tem a função de receber os sinais analógicos enviados pelos sensores acoplados ao Centro de Usinagem e transformá-los em sinais digitais, os quais foram interpretados por um aplicativo com uma taxa de aquisição de 4000 pontos por segundo, sendo esta aplicativo desenvolvido utilizando o *software* Labview 7.1 2012, da mesma empresa.

4.3.3.1 Potência Consumida

Para a aquisição da potência consumida do motor do Centro de Usinagem durante o processo de furação, foram usados sensores de corrente da marca LEM modelo AT 100 B10 (Figura 40)

Figura 40: Sensor de corrente, marca LEM, modelo AT 100 B10



Fonte: David Müzel (2017)

Este sensor mede a corrente elétrica de uma das fases do motor e gera um sinal proporcional de 0 a 10 Volts de corrente contínua (VCC), a qual o lido e registrado pelo microcomputador. A partir disso este valor foi convertido para corrente com a utilização da equação 10, sendo que esta foi fornecida pelo fabricante do sensor.

$$I = U_{cc} * 10 \quad (10)$$

Onde:

I = corrente de uma das fases em amperes;

Ucc = tensão de corrente continua em volts.

Posterior a isso, a potência consumida durante o ensaio foi calculada substituindo o valor da corrente, o valor da tensão de fase do motor (220 V) e o fator de potência (0,92) do motor, na Equação 11, sendo esta ainda multiplicada por $\sqrt{3}$, pois o motor utilizado é trifásico, obtêm-se assim a Equação 12.

$$P_c = I \times U_f \times F_p \times \sqrt{3} \quad (11)$$

Onde:

Pc = potência consumida, em watts;

I = corrente alternada de uma das fases, em amperes;

Uf = tensão de uma das fases, em volts;

Fp = fator de potência.

$$P_c = U_{cc} * 10 * 0,92 * 220 * \sqrt{3} \quad (12)$$

4.3.3.1 Vibração

Para a aquisição dos valores de vibração durante o processo de usinagem foi utilizado um sensor piezelétrico (acelerômetro) juntamente com um amplificador de sinal com saída retificada em RMS (valor quadrático médio), marca Vibro Control, modelo TV100 (Figura 41).

Figura 41- Sensor piezelétrico, marca VibroControl, modelo TV100



Fonte: David Müzel (2017)

Assim como o sensor de potência, o sensor de vibração também emite um sinal de tensão (Volts de corrente contínua)-VCC, os quais também foram captados pelo sistema de aquisição de dados e registrados no computador. Posteriormente, esses valores foram convertidos para valores de velocidade em mm/s utilizando a Equação 13, sendo esta também fornecida pelo fabricante.

$$V = \frac{25 * VCC}{8} \quad (13)$$

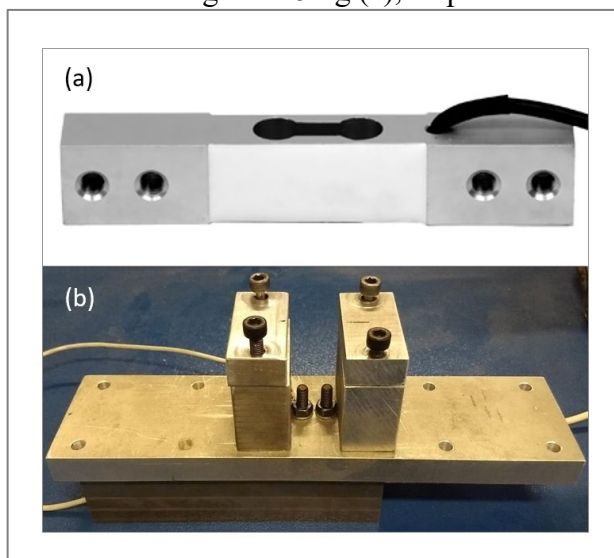
Onde:

VCC = tensão de corrente continua em volts

4.3.3.2 Força de avanço

Para a aquisição da força de avanço durante o processo de furação foi utilizada uma célula de carga de flexão da marca Berman Load Cells, modelo TBSPL-25 de 25kg, sendo que esta foi acoplada a um dispositivo confeccionado em aço e alumínio, o qual teve a função de transmitir a força axial da operação de usinagem para a célula de carga. Na Figura 42 é apresentada a célula de carga utilizada e o dispositivo na qual a mesma foi acoplada.

Figura 42: Célula de carga de 25 kg (a), dispositivo de fixação (b)



Fonte: Autoria própria

4.3.4 Desgaste das ferramentas

Para realizar a avaliação do tipo de desgaste qualitativo foi utilizado uma lupa da Zeiss, modelo Stemi 2000 (Figura 43), no qual foram capturadas fotos das arestas de corte, bem como das superfícies de saída de cada broca após termino dos ensaios.

Figura 43: Lupa da Zeiss, modelo Stemi 2000



Fonte: Autoria própria

4.3.5 Desvio dimensional

Para determinar o desvio dimensional dos furos entre o laminado e o alumínio 7075, foi utilizado um conjunto de pinos padrão calibrados no intervalo de 4 a 5 mm, com acréscimo de centésimo e tolerância h6, da marca Veb Längenmesstechnik Limbach (Figura 44).

Figura 44: Pinos Padrão Veb Längenmesstechnik Limbach

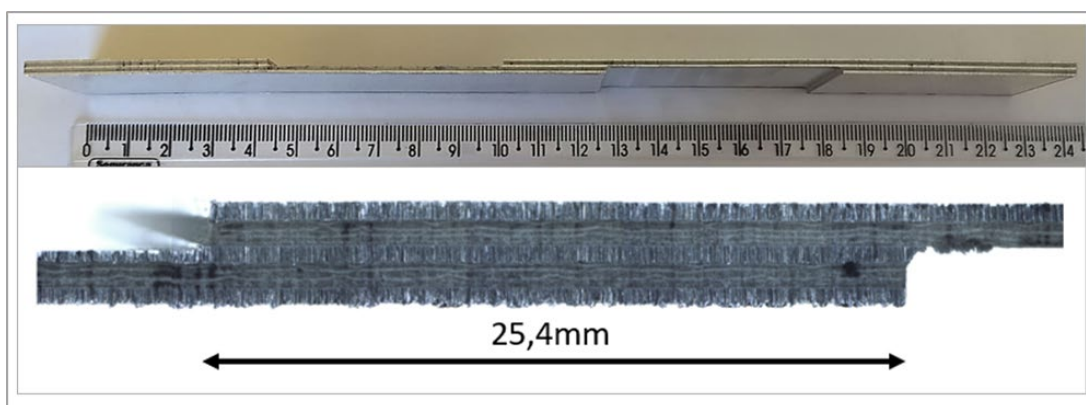


Fonte: Autoria própria

4.3.6 Influência dos parâmetros na interface do compósito

Para determinar a influência dos parâmetros na interface entre o alumínio e a resina epóxi reforçada com fibra de vidro, foram confeccionados 12 corpos de prova com a mesma geometria do ensaio de *Lap Shear*, de acordo com a norma ASTM D5868. Na Figura 45 são apresentadas fotos do corpo de prova e do respectivo perfil da seção transversal.

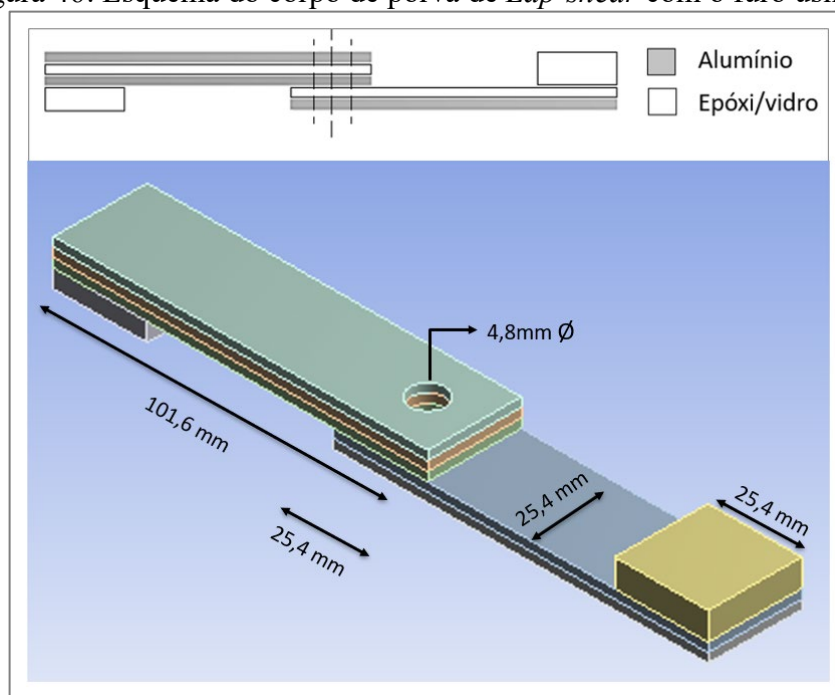
Figura 45: Corpo de prova do *Lap Shear* e respectivo perfil



Fonte: Autoria própria

Nesses corpos de prova foram realizados furos no centro da seção a ser submetida ao carregamento de tração com rotações de 8000 e 4000 rpm e os avanços de 0,05; 0,1 e 0,2 mm/rotação, sendo que para cada condição foi usinada uma duplicata, bem como a escolha deste parâmetro baseada nas melhores condições (altas rotações) e piores condições (baixas rotações) descritas pelas literaturas. Esse procedimento foi adotado como forma de avaliar a influência dos parâmetros da furação na interface entre o alumínio e a resina epóxi reforçada com fibra de vidro. Na Figura 46 é apresentado o esquema do corpo de prova do *Lap-shear* com o furo usinado.

Figura 46: Esquema do corpo de prova de *Lap-shear* com o furo usinado



Fonte: Autoria própria

Posteriormente, os corpos de prova foram ensaiados nas mesmas condições daqueles ensaiados com ausência de furo, ou seja, daqueles utilizados para caracterizar a interface do entre o alumínio e a resina epóxi com fibra de vidro sob tração. Na Figura 47 é apresentado uma foto do corpo de prova com furo sendo ensaiado.

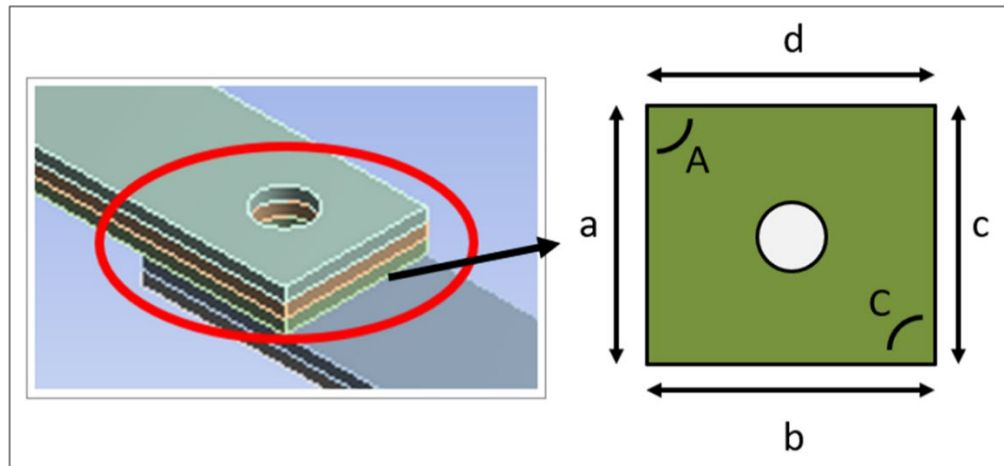
Figura 47: Ensaio de *Lap-shear* com furo



Fonte: Autoria própria

Após os ensaios foram calculadas as tensões que cada corpo de prova suportou até a ruptura total do mesmo na seção transversal de cisalhamento. Para tal, as forças máximas de cada ensaio foram divididas pelas áreas de cisalhamento de cada corpo de prova, as quais foram determinadas a partir das medidas das arestas que compunham a seção transversal, bem como da subtração da área retirada pelo furo. Na Figura 48 é apresentado um esquema da seção transversal de cisalhamento com a identificação das medidas necessárias para cálculo da área total.

Figura 48: Representação da área da seção transversal de cisalhamento do ensaio de *Lap Shear*



Fonte: Autoria própria

A partir da determinação das medidas representadas na Figura 48, a área total foi calculada utilizando as Equações de 14 a 16.

$$\text{Área total} = \text{área do quadrilátero} - \text{área do furo} \quad (14)$$

$$\text{Área quadrilátero} = 0,5 a * d * \text{sen}(A) + 0,5 * b * c * \text{sen}(C) \quad (15)$$

$$\text{Área do furo} = \pi \cdot \text{raio}^2 \quad (16)$$

Esses valores então foram comparados um a um com um valor calculado para uma seção de cisalhamento contendo um furo perfeito, ou seja, um furo sem delaminações e danos que interferem nas propriedades da interface. Sendo que este valor foi calculado a partir dos resultados obtidos nos ensaios com ausência do furo, ou seja, o cálculo utilizou a força máxima suportada dividida pela área total de cisalhamento menos a área resultante de um furo perfeito.

4.4 ANÁLISE ESTATÍSTICA

4.4.1 Distribuição de Weibull

Como forma de melhor determinar as propriedades mecânicas do material, para casos em que houve uma grande dispersão de resultados foi utilizado a distribuição de Weibull, sendo esta realizada através do *software* Minitab®, com a qual foi possível estimar a tensão característica do material.

A distribuição Weibull é um modelo estatístico muito versátil que pode ser usado para modelar uma ampla variedade de aplicativos em engenharia, pesquisa médica, controle de qualidade, finanças e climatologia. Por definição, distribuição de Weibull associa a probabilidade de falha de um material com o valor de tensão correspondente, levando a uma aproximação que considera a população de defeitos em uma determinada amostragem. De maneira geral, esta distribuição faz analogia do material com uma corrente formada por diversos elos, ou seja, quando a resistência do seu elo mais fraco é superada o material se rompe.

A distribuição de Weibull utiliza uma função de probabilidade de falha, a qual está expressa na Equação 17.

$$F = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m\right] \quad (17)$$

Onde:

F= probabilidade de fratura;

σ = tensão de ruptura;

σ_0 = constante de normalização ou tensão característica;

m = módulo de Weibull;

De acordo com a função proposta por Weibull quando a tensão de ruptura (σ) for igual a tensão característica (σ_0) a equação é simplificada e observa-se que a probabilidade do material falhar é de 63,2%. Por esse motivo a tensão característica do material representa a tensão na qual 63,2% dos corpos de prova falhou.

4.4.2 Análise de Variância

Para a análise estatística foi realizada uma análise de variância (ANOVA), com nível de significância de 5% para testar a existência de diferenças significativas entre as médias. Este teste consiste em supor duas hipóteses distintas (H_0 e H_1), sendo que a primeira (H_0) considera que a média das amostras são iguais e não há diferença significativa entre os resultados, e na segunda (H_1) considera que houve variação significativa entre as médias.

Para o estudo da furação com brocas de metal duro com inserto de diamante foi utilizado o teste *t student*, para verificar a diferença entre as médias dos avanços empregado.

E para o estudo da furação com brocas de metal duro recobertas com TiAlN foi realizado um teste de Tukey, para verificar a diferença entre as médias das rotações e dos avanços empregado, bem como das interações entre esses parâmetros.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

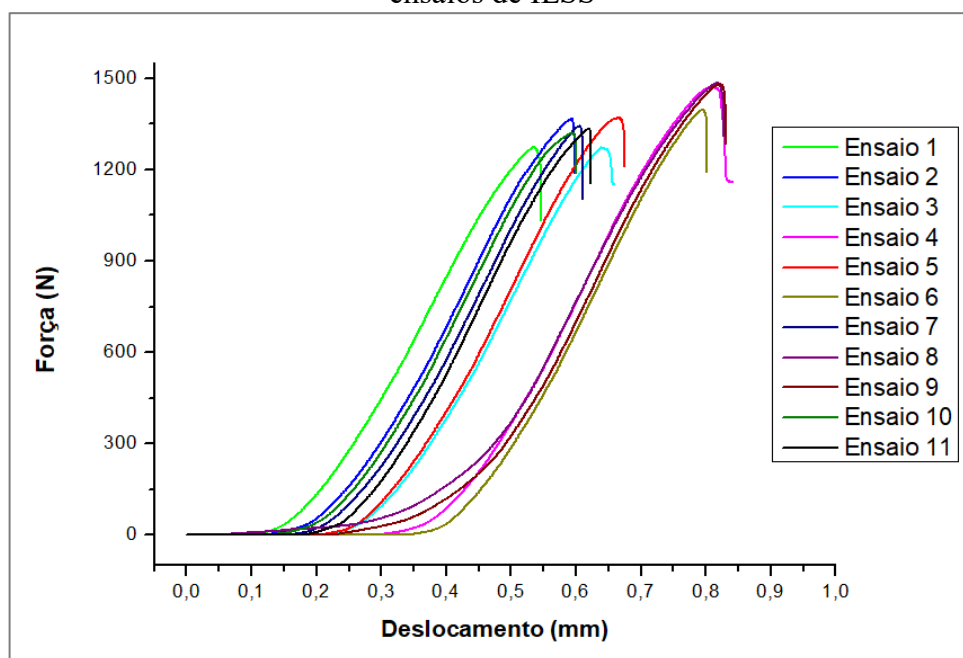
5.1 ENSAIOS MECÂNICOS

A partir dos resultados obtidos nos ensaios mecânicos de ILSS, CST e *Lap Shear* foi possível determinar que o FML apresentou propriedades próximas a resultados encontrados na literatura.

5.1.1 Interlaminar Shear Strength (ILSS)

Na Figura 49 são apresentadas as curvas de força por deslocamento típicas para ensaios de ILSS. Nestas é possível observar um comportamento mecânico linear e monotônico (região elástica), com pouca variação entre as amostras. A região elástica foi observada até carregamentos entre 1250 e 1500 N, região na qual ocorre a falha do laminado.

Figura 49: Gráfico das curvas de força (N) por deslocamento (mm) obtidas a partir dos ensaios de ILSS

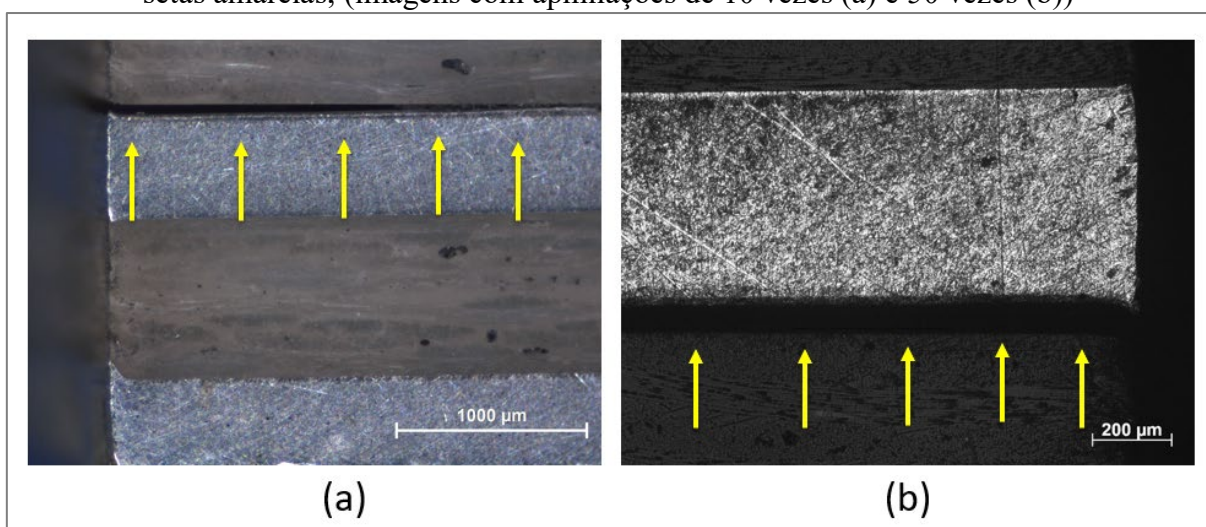


Fonte: Autoria própria

As falhas evidenciadas pela diminuição da força durante os ensaios de ILSS ocorreram devido ao surgimento de trincas nas interfaces entre as camadas de alumínio e de compósito (epóxi/fibra de vidro). Estas por sua vez de acordo com a norma ASTM D2344 indicam que a

falha provavelmente ocorreu pelo mecanismo de cisalhamento, o que valida os ensaios. Para validação as amostras ensaiadas foram lixadas com lixas de granulometrias de 300, 600, 1000 e 2000, respectivamente nesta ordem, com uma força de 8kN em uma politriz automática e a falha resultante dos esforços por cisalhamento foram avaliadas por microscopia óptica. São apresentadas na Figura 50 fotos de algumas seções transversais das amostras ensaiadas por ILSS evidenciando a presença de trincas na interface entre alumínio e o compósito, como indicadas com setas amarelas.

Figura 50: Microscopia das amostras ensaiadas por ILSS, com identificação de trincas por setas amarelas; (imagens com apmliações de 10 vezes (a) e 50 vezes (b))



Fonte: Autoria própria

A partir da validação dos testes foram calculadas as tensões máximas para cada um dos ensaios de acordo com a Equação 10 descrita na metodologia, com as quais posteriormente foram calculadas a tensão média, o desvio padrão e o coeficiente de variação (Tabela 3).

Tabela 3: Resultados do cisalhamento interlaminar do FML		
Tensão Média (MPa)	Desvio Padrão	Coeficiente de Variação
48	$\pm 2,2$	0,046

Fonte: Autoria própria

De acordo com Park et al. (2010), o qual estudou a influência do tratamento superficial do alumínio na resistência ao cisalhamento interlaminar do GLARE®, a capacidade de um FML suportar uma carga cisalhante no plano das camadas que o constituem, está diretamente ligado a qualidade da interface entre o compósito e o alumínio.

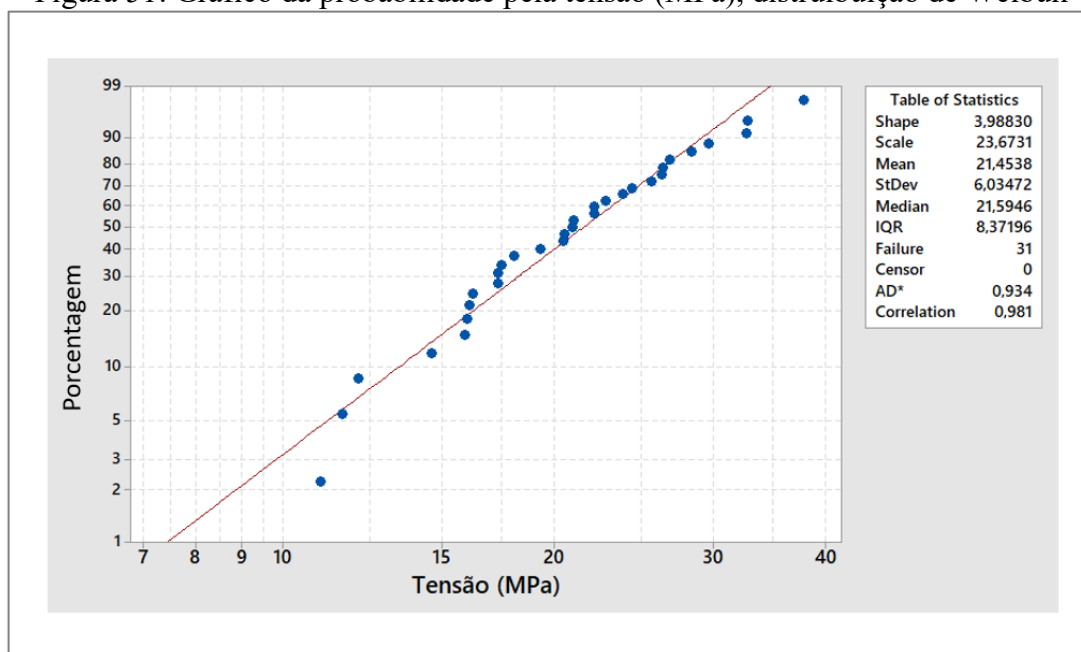
Park et al. (2010) estudou diversos tratamentos superficiais no alumínio, desde simples métodos mecânicos abrasivos como uso de lixas com granulometria de 100, 220, 2000 e o uso de uma *Scotch-brite*, até tratamentos químicos de anodização alcalina-ácida da superfície do alumínio. Nesse estudo o autor encontrou valores de resistência interlaminar variando de 42,30 a 57,60 MPa e constatou em alguns casos, que a simples utilização de um método abrasivo pode apresentar um desempenho comparável e ou superior aos métodos de tratamento químico do alumínio. Portanto comparando os resultados obtidos com os encontrados na literatura, pode-se afirmar que o FML apresentou uma resistência ao cisalhamento interlaminar próxima a valores encontrados na literatura, mesmo o alumínio não tendo passado por um tratamento químico.

5.1.2 Cisalhamento por Compressão - CST

Diferentemente do ensaio de ILSS, os resultados obtidos no ensaio de CST apresentaram uma dispersão de resultados muito elevada, portanto para avaliar os resultados foi utilizado a distribuição de Weibull. Este método associa a probabilidade de falha de um material com o valor de tensão correspondente, isto ocorre através de uma aproximação que relaciona a população de amostras com seus defeitos.

Na Figura 51 é apresentado o gráfico de probabilidade pela tensão (MPa), avaliado pelo método de Weibull, no qual é possível identificar que apesar do elevado desvio padrão (6,03), as amostras apresentaram um comportamento linear (correlação de 0,981), sendo que a grande maioria dos resultados se encontra para uma tensão acima de 20 MPa. Além disso, com a utilização da distribuição de Weibull também foi determinado um valor de tensão característico do material, sendo que este valor corresponde a tensão cuja a probabilidade de falha é de 63,2%, o qual nesse caso foi de 23,67 MPa.

Figura 51: Gráfico da probabilidade pela tensão (MPa), distribuição de Weibull



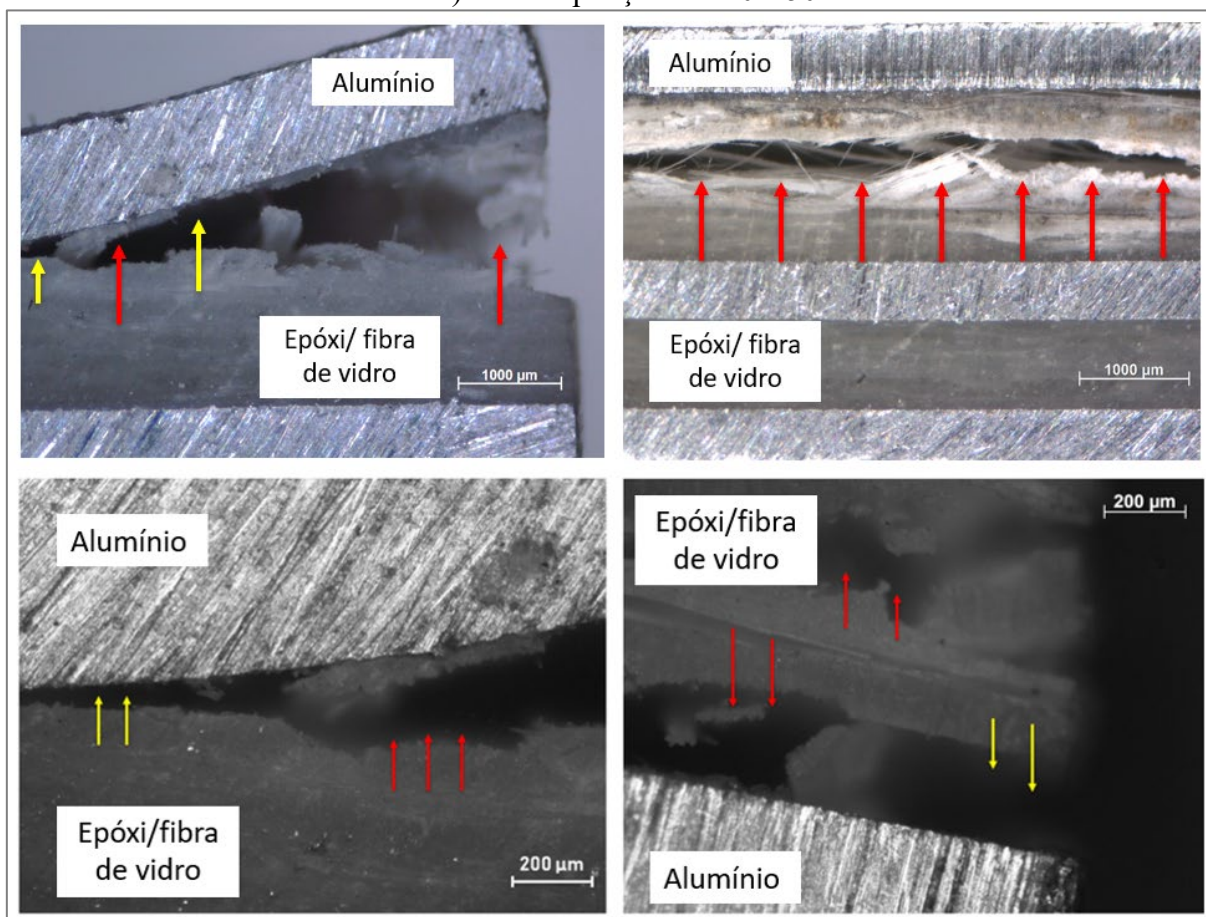
Fonte: Autoria própria

Esta dispersão de resultados ocorreu devido a variação do modo de falha do material, bem como pela presença de defeitos na estrutura, como por exemplo a presença de poros no compósito. Outro fator que influenciou nos resultados foi a variação no tipo de falha do material.

De acordo com Park et al. (2010), o uso da *Scotch-brite* como método de tratamento superficial abrasivo no alumínio resulta numa adesão na qual a falha ocorre de modo misto, ou seja, a falha pode ocorrer tanto na interface entre o compósito e o alumínio (falha adesiva de baixa energia), como também no interior do próprio compósito (falha coesiva de alta energia). Este comportamento foi evidenciado pois algumas amostras apresentaram uma falha repentina na interface (valores de tensão menores) e em outras a falha ocorreu internamente entre as camadas do compósito (valores mais elevados de tensão).

São apresentadas na Figura 52 imagens nas quais as amostras apresentaram falhas que ocorreram em modo misto, sendo a falha adesiva indicada por setas amarelas e a falha coesiva por setas vermelhas.

Figura 52: Imagens de amostras de CST com falhas adesiva (setas amarelas) e coesiva (setas vermelhas) com ampliações de 10 e 50 vezes

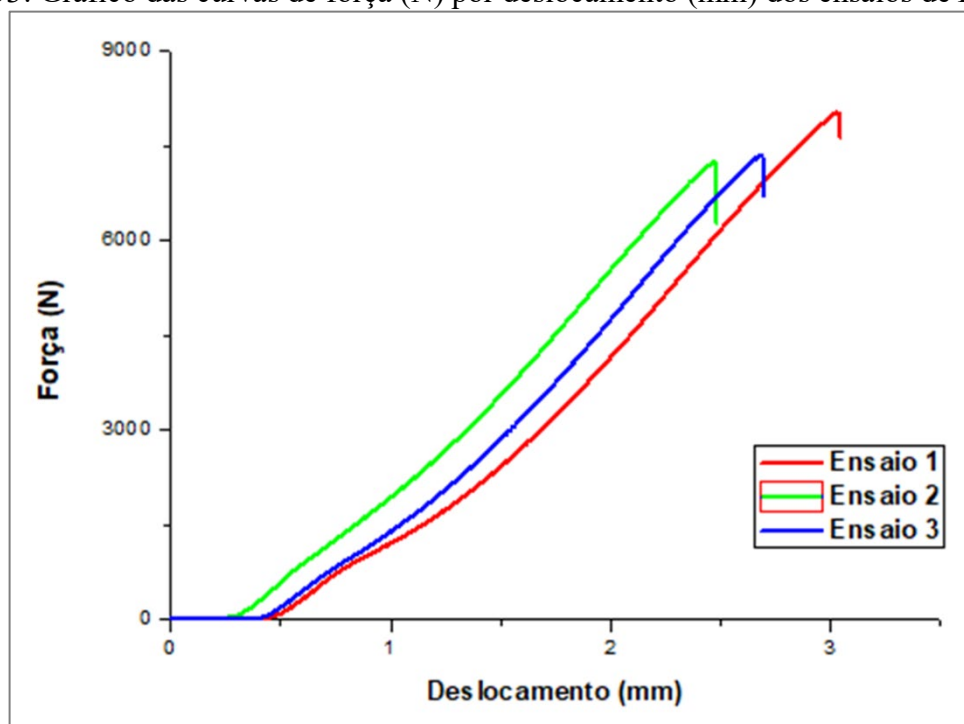


Fonte: Autoria própria

5.1.3 Lap Shear

Na Figura 53 são apresentadas as curvas de força por deslocamento obtidas a partir do ensaio de *Lap Shear*, nas quais é possível observar que assim como ocorreu para o ensaio de ILSS, estas curvas apresentaram um comportamento linear e sem deformação plástica característico de materiais frágeis, com pouca variação entre os ensaios. As fraturas dos corpos de prova ocorreram entre as cargas de 7250 e 8050 N, estas evidenciadas pela queda abrupta na força.

Figura 53: Gráfico das curvas de força (N) por deslocamento (mm) dos ensaios de *Lap-shear*



Fonte: Autoria própria

Além disso, após a realização dos ensaios ficou evidente que a adaptação sugerida para avaliar a adesão interfacial demonstrou-se satisfatória visto que todos os corpos de prova sofreram fratura interlaminar na região previamente determinada, ou seja, na interface entre o alumínio e a resina epóxi reforçada com fibra de vidro. Na Figura 54 é apresentada a foto do corpo de prova após a realização do ensaio.

Figura 54: Corpo de prova do *Lap-shear* rompido após a realização do ensaio mecânico



Fonte: Autoria própria

A partir dos resultados dos ensaios mecânicos realizados foram calculadas as tensões máximas considerando a relação entre a força máxima e área de ruptura em cada um dos testes, com as quais posteriormente foram calculadas a tensão média, o desvio padrão e o coeficiente de variação (Tabela 4).

Tabela 4: Resultados provenientes do cisalhamento por *Lap Shear*

Tensão Média (MPa)	Desvio Padrão	Coeficiente de Variação
12,28	$\pm 0,38$	0,030

Fonte: Autoria própria

Comparando estes valores com os encontrados em literatura, os resultados são satisfatórios pois autores como Froelich, Fitzpatrick (1976), Da Silva et al. (2006) e Kahraman, Sunar, Vilbas (2008) obtiveram resultados máximos de adesão entre peças metálicas com resina epóxi de aproximadamente 13,8 MPa.

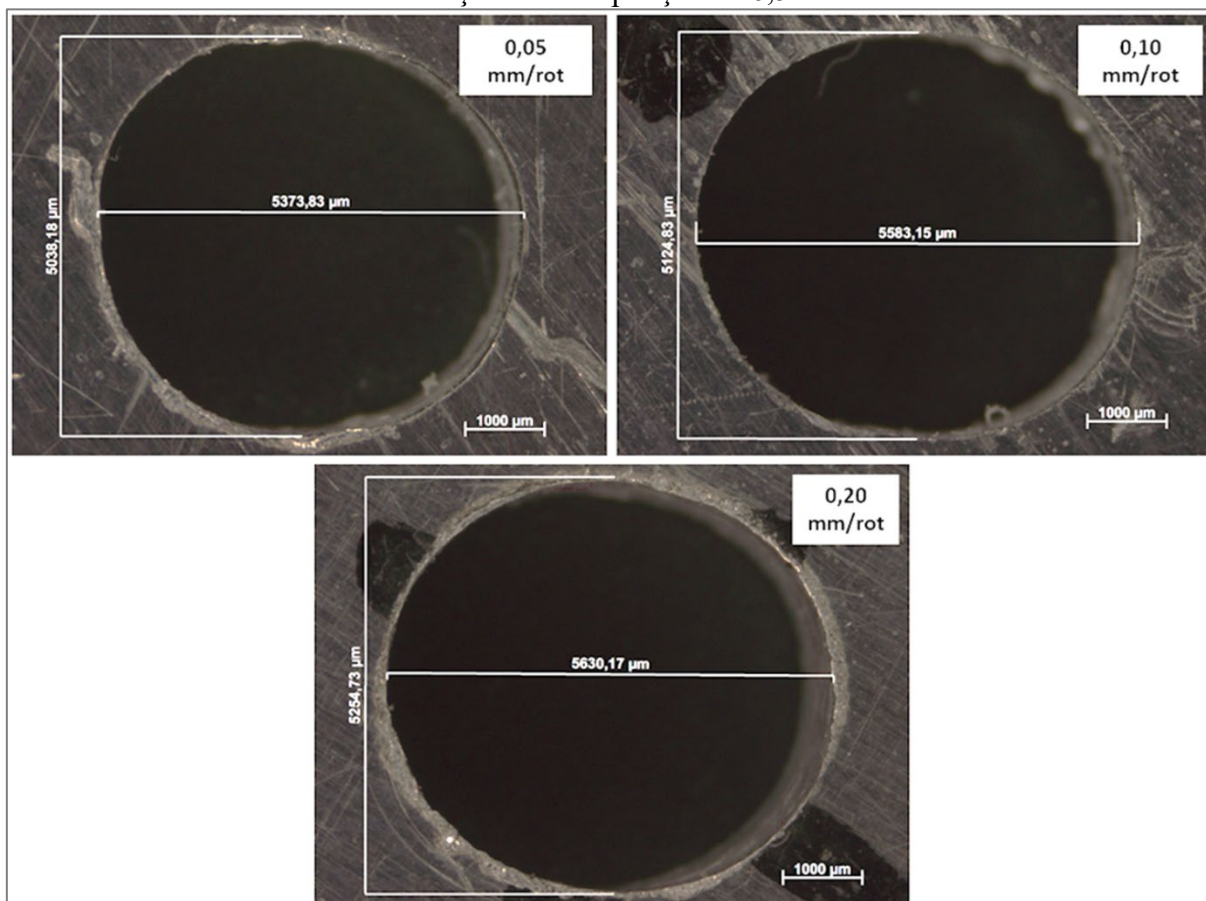
5.2 ENSAIOS DE USINAGEM

5.2.1 Furação com broca de metal duro com inserto de diamante

Inicialmente os ensaios foram realizados com as brocas de metal duro com inserto de diamante, utilizando a maior rotação definida na metodologia (8000 rpm) com os avanços de 0,05; 0,1 e 0,2 mm/rotação, sendo que para cada combinação de parâmetro foram confeccionados sequencialmente oito furos.

A partir dos resultados do processo de furação foi constatado que independentemente da combinação de parâmetros os furos resultantes apresentaram erros de forma, evidenciados visualmente, ou seja, ao invés destes serem circulares, os furos apresentaram um formato elíptico. Na Figura 55 são apresentadas as fotos dos furos obtidos com rotação de 8000 rpm e avanços de 0,05; 0,1 e 0,2 mm/rotação respectivamente, nas quais é possível identificar que o aumento do avanço resultou no aumento dos diâmetros da elipse dos furos.

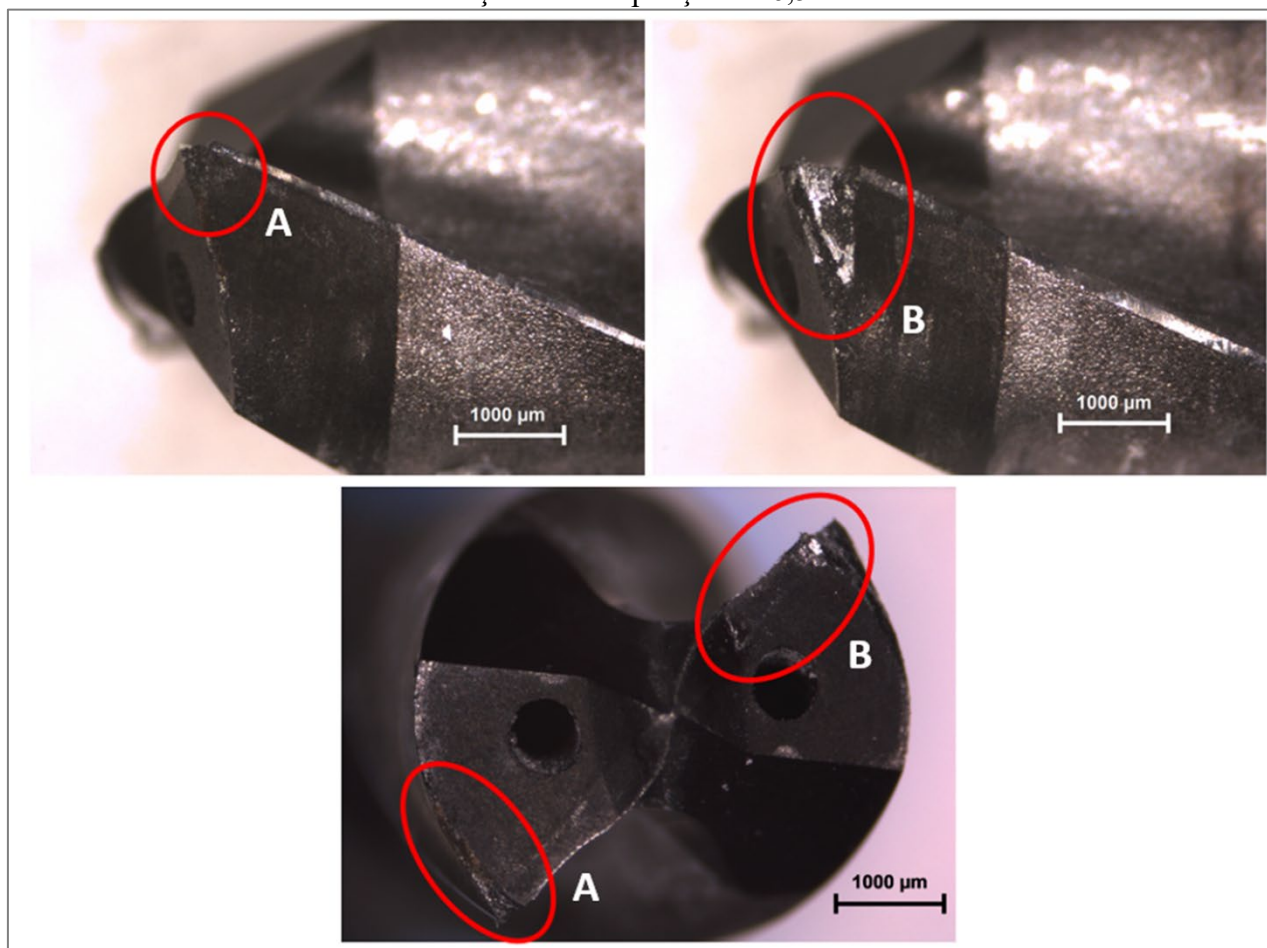
Figura 55: Aspecto dos furos confeccionados com 8000 rpm e avanços de 0,05; 0,10 e 0,20 mm/rotação com ampliação de 6,5 vezes



Fonte: Autoria própria

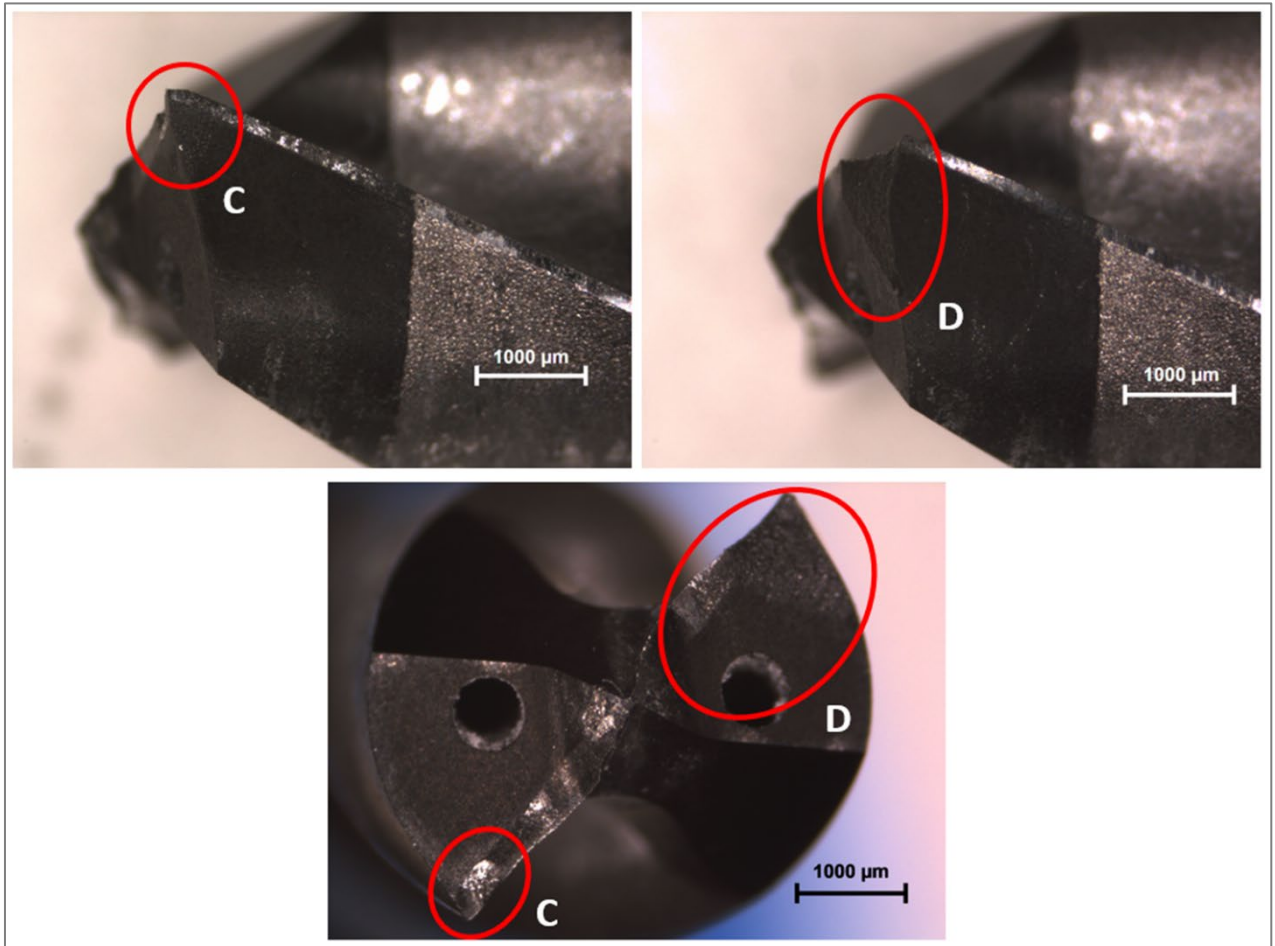
Após a realização destes ensaios iniciais foi constatado também que em todas as brocas houve a quebra prematura da aresta de corte. Nas Figura 56 a 58 são apresentadas as fotos das brocas com identificação das arestas e regiões onde ocorreram as fraturas (círculos em vermelho), para as condições de 8000 rpm com avanço de 0,2; 0,1 e 0,05 mm/rotação respectivamente.

Figura 56: Fotos da broca de diamante utilizada nas condições de 8000 rpm e avanço de 0,2 mm/rotação com ampliação de 6,5 vezes



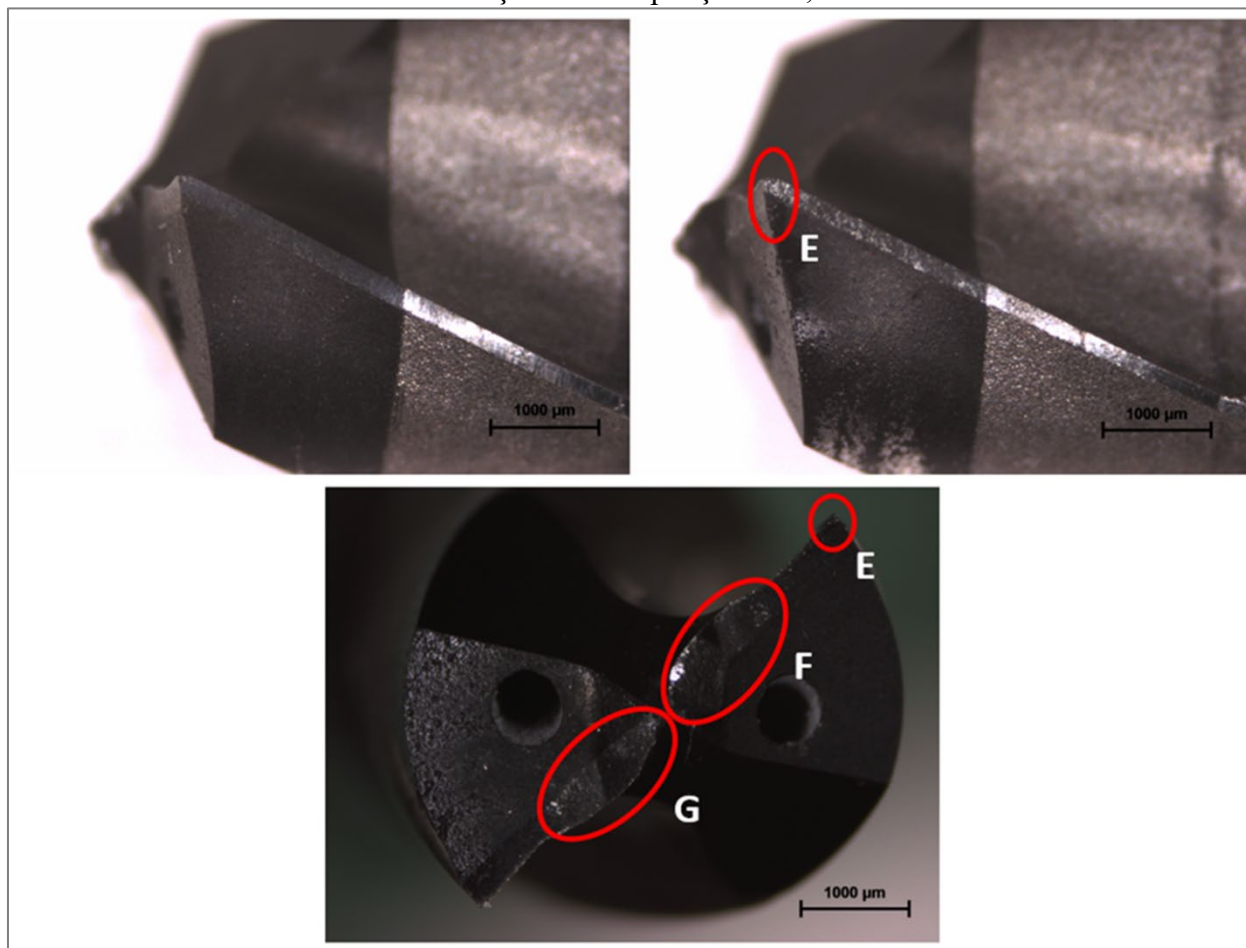
Fonte: Autoria própria

Figura 57: Fotos da broca de diamante utilizada nas condições de 8000 rpm e avanço de 0,1 mm/rotação com ampliação de 6,5 vezes



Fonte: Autoria própria

Figura 58: Fotos da broca de diamante utilizada nas condições de 8000 rpm e avanço de 0,05 mm/rotação com ampliação de 6,5 vezes



Fonte: Autoria própria

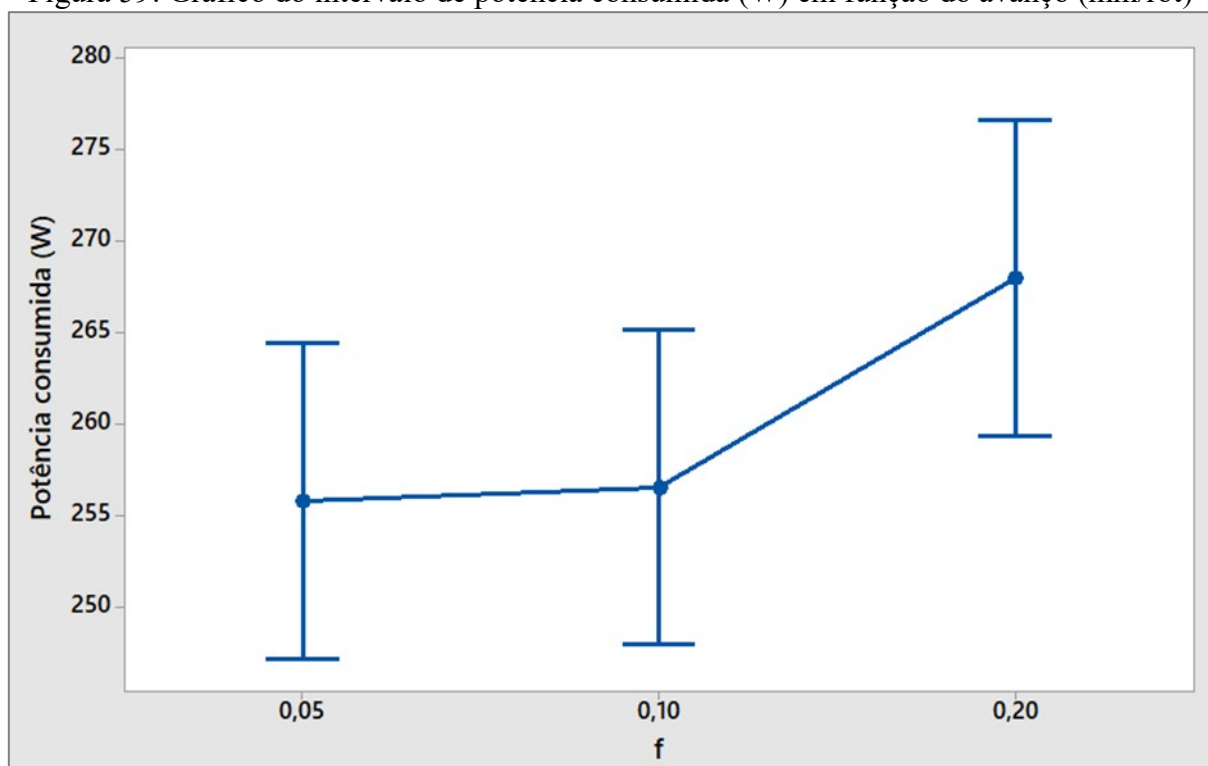
Diferentemente do que se esperava, a ocorrência destes problemas logo nos primeiros ensaios afetou diretamente o desenvolvimento dos experimentos do trabalho. Devido a essas quebras prematuras das arestas de corte em todas as brocas, os ensaios previamente determinados a serem feitos com as demais condições não foram realizados, pois a presença dessas avarias afetaria diretamente no processo de corte do material, ou seja, nos resultados obtidos com a utilização de sensores apropriados como também nas análises posteriores da qualidade do furo.

Entretanto, mesmo que não tenha sido possível avaliar o desempenho da ferramenta em todas as condições propostas, foram realizadas análises estatísticas para o consumo de potência, vibração do sistema e força de avanço em função da variação do avanço (0,2; 0,1 e 0,05 mm/rotação) para a rotação de 8000 rpm.

5.2.1.1 Potência consumida

A partir da análise gráfica para os valores de potência consumida em função dos avanços (Figura 59), identificou-se que o consumo médio de potência apresentou uma relação direta com o avanço, sendo que o menor consumo de potência ocorreu para o avanço de 0,05 mm/rotação.

Figura 59: Gráfico do intervalo de potência consumida (W) em função do avanço (mm/rot)



Fonte: Autoria própria

Este comportamento ocorre pois, de acordo com Machado et al. (2009), no processo de furação o avanço é um parâmetro que está diretamente relacionado ao volume de material retirado na forma de cavaco por rotação, ou seja, quanto menor o avanço menor o volume retirado, o que demanda menor quantidade de energia e, consequentemente, menor consumo de potência.

Porém a partir da análise estatística dos valores de potência, determinou-se que não houve variação significativa nos resultados encontrados. Na Tabela 5 são apresentados os valores da análise estatística.

Tabela 5: Análise de variância (ANOVA) da potência consumida em função do avanço

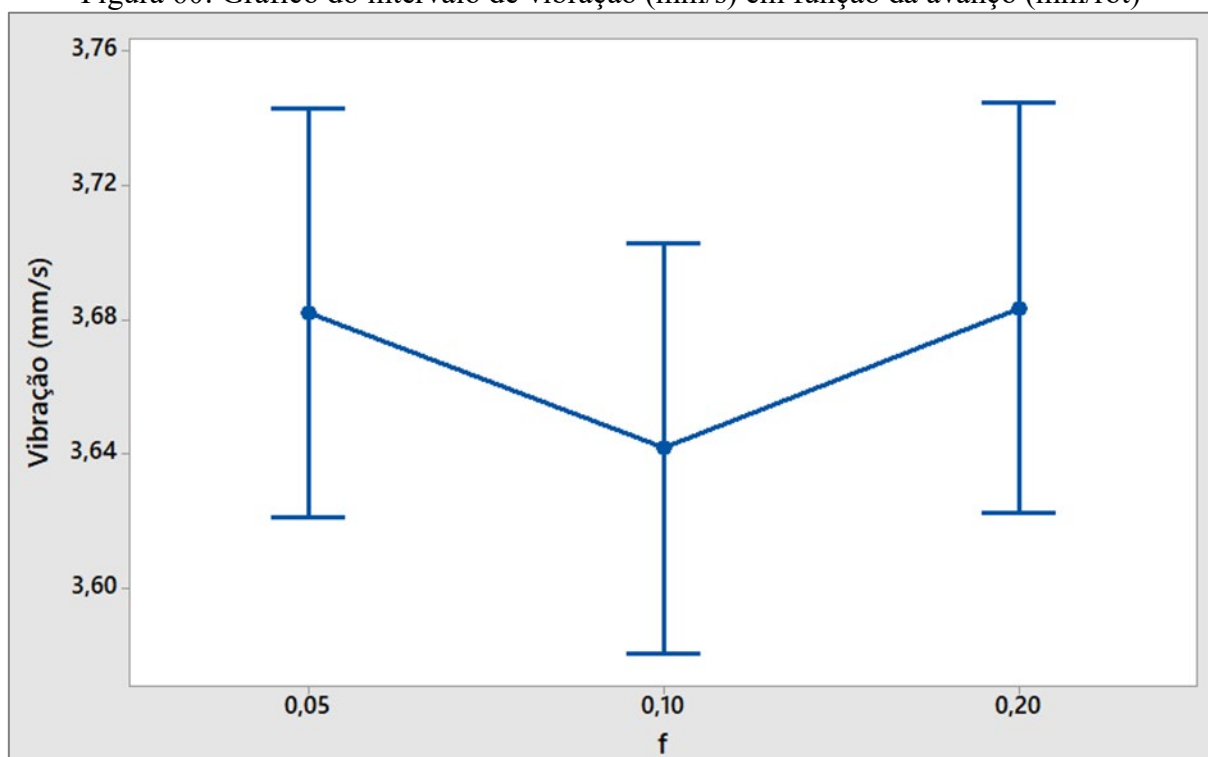
Parâmetro	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
f	2	281,5	140,75	3,77	0,087
Erro	6	224,2	37,37		
Total	8	505,7			

Fonte: Autoria própria

5.2.1.2 Vibração do sistema

A partir da análise gráfica para os valores de vibração em função dos avanços (Figura 60), pode-se afirmar que a mesma não apresentou uma relação direta com o avanço, visto que houve uma oscilação entre os resultados encontrados.

Figura 60: Gráfico do intervalo de vibração (mm/s) em função da avanço (mm/rot)



Fonte: Autoria própria

Segundo Machado et al. (2009), as intensidades das vibrações diminuem à medida que há uma redução no avanço empregado, visto que para pequenos avanços há um menor volume de material retirado por rotação e, conseqüentemente, menores oscilações. Contudo, neste estudo

os menores valores de vibração ocorreram para a velocidade de avanço intermediária. Uma hipótese para tal fato consiste no melhor desempenho da ferramenta durante o processo de corte para o avanço de 0,10 mm/rotação. Com o aumento do avanço para 0,2 mm/rotação esta deixou ser determinante na redução da vibração, uma vez que o choque mecânico causado na transição de corte entre ao alumínio e o epóxi reforçado com fibra de vidro ocasionou gerou maior intensidade que o próprio processo, resultando novamente no aumento da vibração do sistema.

Os resultados da Tabela 6 mostram que quando considerada a análise estatística, as variações dos resultados de vibração em função do avanço durante o processo de furação não foram significativas.

Tabela 6: Análise de variância (ANOVA) da vibração do sistema em função do avanço

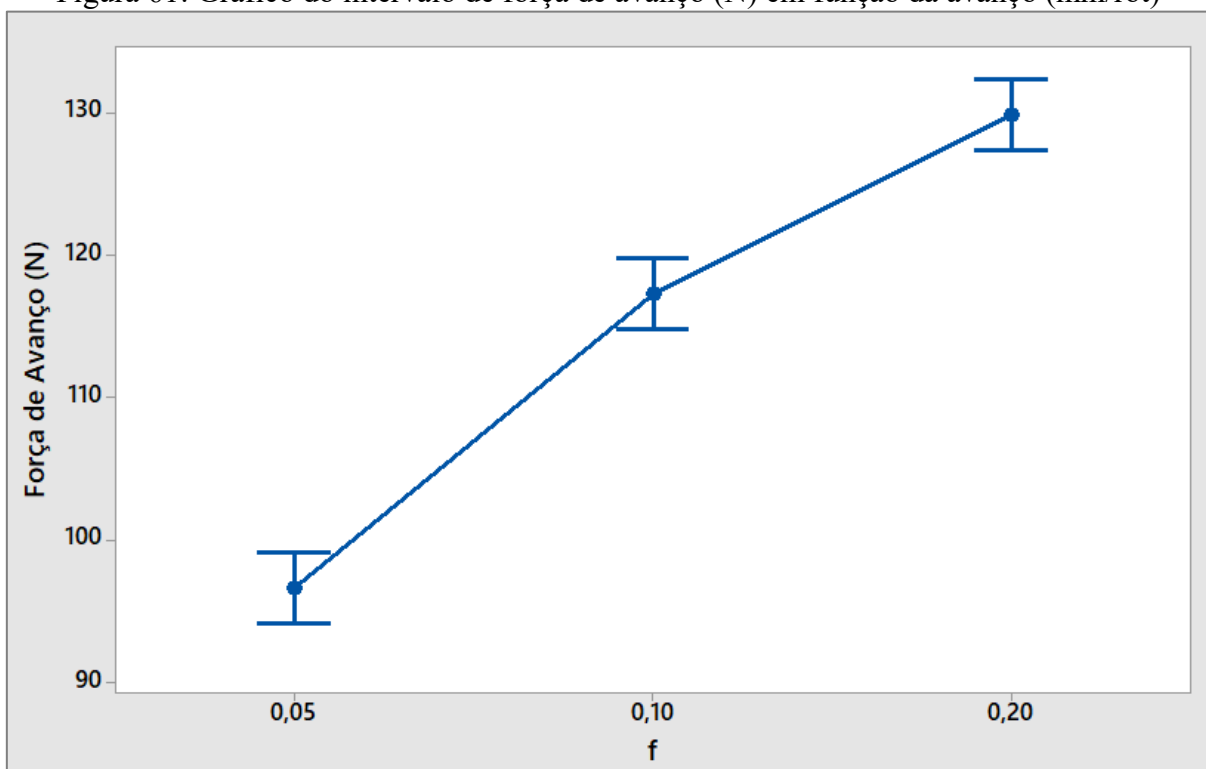
Parâmetro	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
f	2	0,003354	0,001677	0,90	0,455
Erro	6	0,011158	0,001860		
Total	8	0,014512			

Fonte: Autoria própria

5.2.1.3 Força de avanço

A partir da análise gráfica dos resultados apresentados na Figura 61, identificou-se que a força de avanço apresentou uma relação direta com o avanço. Sendo que a menor força ocorreu para o avanço de 0,05 mm/rotação. Estes resultados ocorreram em concordância com alguns autores, os quais constataram que o aumento do avanço resulta diretamente no aumento da força de avanço (DAVIM, REIS, 2003; DAVIM, REIS, ANTÓNIO, 2004; TSAO, HOCHENG, 2005A; GAITONDE et al. 2008; KHASHABA et al., 2010; KILICKAP, 2010; LIU, TANG, CONG, 2012; KRISHNAMOORTHY, et al., 2015).

Figura 61: Gráfico do intervalo de força de avanço (N) em função da avanço (mm/rot)



Fonte: Autoria própria

A partir da análise estatística destes resultados identificou-se, também, que a variação na força de avanço decorrente dos avanços foi significativa. Na Tabela 7 são apresentados os valores da análise estatística referente a força de avanço em função do avanço.

Tabela 7: Análise de variância (ANOVA) da força de avanço em função do avanço

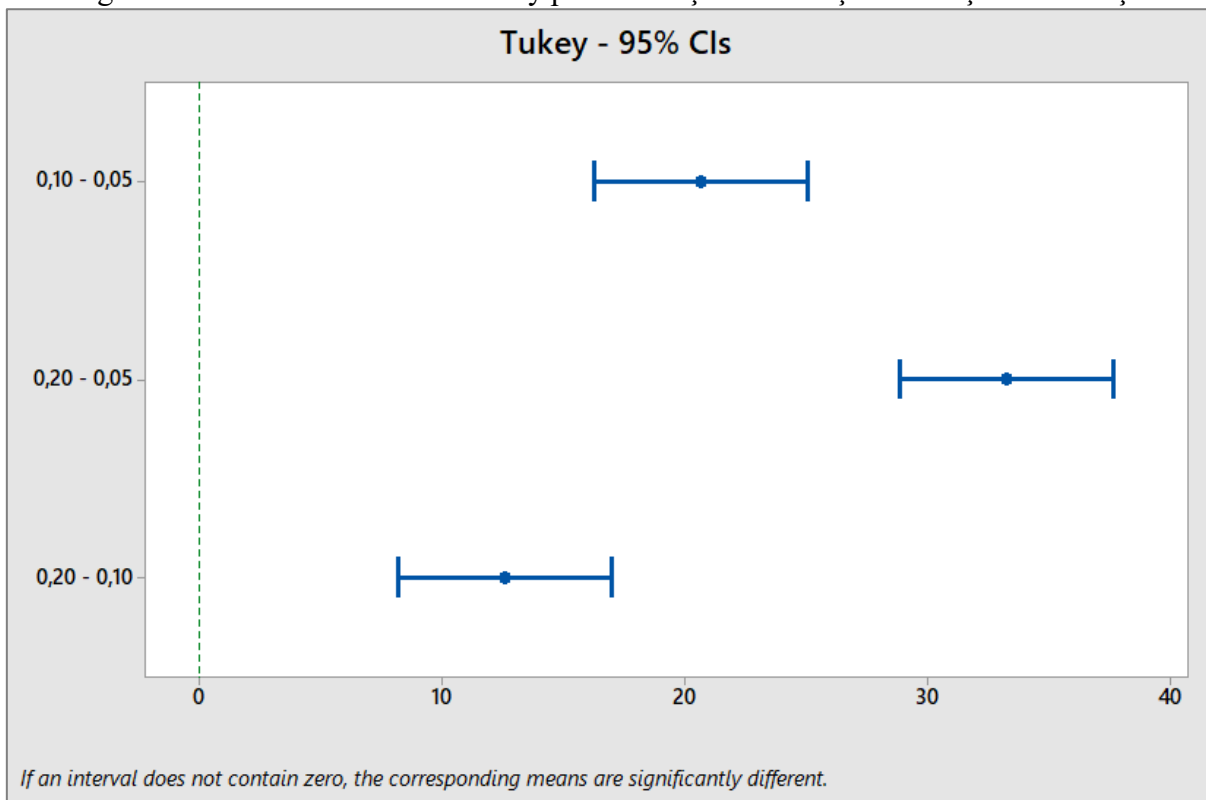
Parâmetro	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
f	2	1691,41	845,703	274,45	0,000
Erro	6	18,49	3,081		
Total	8	1709,89			

Fonte: Autoria própria

Após a identificação da influência do avanço nos resultados, foi realizado o teste de Tukey para determinar quais valores de média foram diferentes entre estes. Na Figura 62 é apresentado o gráfico para o teste de Tukey considerando a força de avanço em função dos avanços com um

nível de confiabilidade de 95%, no qual é possível observar que a comparação dois a dois entre todos os valores foi significativa.

Figura 62: Gráfico do teste de Tukey para as forças de avanço em função do avanço

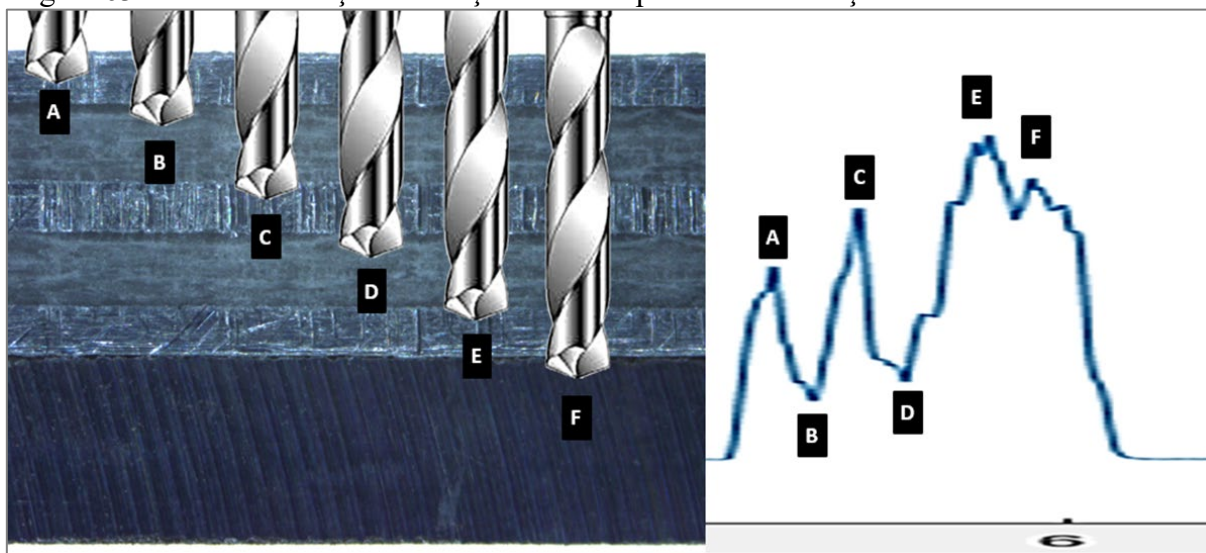


Fonte: Autoria própria

Portanto para minimizar a força de avanço deve-se empregar o menor avanço durante o processo de furação, sendo que tal força provavelmente é a principal fonte causadora da delaminação ao redor de furos confeccionados em materiais compósitos.

Ainda considerando a Figura 63 é possível identificar que durante o processo de furação a força de avanço apresentou um carácter oscilatório, apresentando picos de maior intensidade durante o corte do alumínio e valores menores no corte do laminado de resina epóxi reforçado com fibra de vidro. Associado a este comportamento foi observado que entre as camadas de alumínio a última apresentou um pico de maior valor de força de avanço quando comparada às demais anteriores.

Figura 63: Gráfico da força de avanço durante o processo de furação do laminado metal fibra



Fonte: Autoria própria

Segundo Teti (2002), Khashaba (2013) e Ismail et al. (2016), o processo de corte da última camada é o estágio mais crucial durante a operação de furação de compósitos, sendo este o determinante da qualidade dos furos, visto que é nele que ocorre a força máxima na ponta da broca, o que pode promover a delaminação de *push-out*. Tal fato ocorre, pois, à medida que a broca avança na espessura do laminado, o número de camadas na qual a força é dispersada diminui, o que resulta no aumento da força de avanço ao penetrar na última camada.

A partir desses resultados, mas principalmente pelas quebras prematuras das arestas das brocas e pelo erros de forma presentes em todos os furos, o sistema proposto de fixação dos corpos de prova para avaliar o processo de furação foi revisado a fim de identificar possíveis fontes dos problemas, visto que esse tipo de broca foi desenvolvido para ter uma vida elevada e também porque furos realizados sem o uso do sistema não apresentavam tal erro de forma.

Após analisar cuidadosamente o sistema identificou-se que a causa tanto das quebras prematuras das brocas, quanto dos erros de forma dos furos foi a combinação de fatores entre as características de corte do material (corte com esforços oscilatórios), geometria da broca e a folga presente no dispositivo projetado para fixação do corpo de prova e da célula de carga, no qual havia uma folga de aproximadamente 1 mm, folga esta intencionalmente projetada para permitir o movimento do mecanismo e, conseqüentemente, a flexão da célula de carga posicionada abaixo deste.

Tal combinação de fatores resultou em vibrações excessivas do sistema de fixação do corpo de prova durante o processo de furação, sendo estas responsáveis por causar os furos de

formato elíptico, bem como pela quebra prematura das arestas de corte das brocas, visto que apesar de o diamante ser o material de maior resistência ao desgaste existente, as brocas são frágeis a impactos mecânicos (TRENT; WRIGHT, 2000).

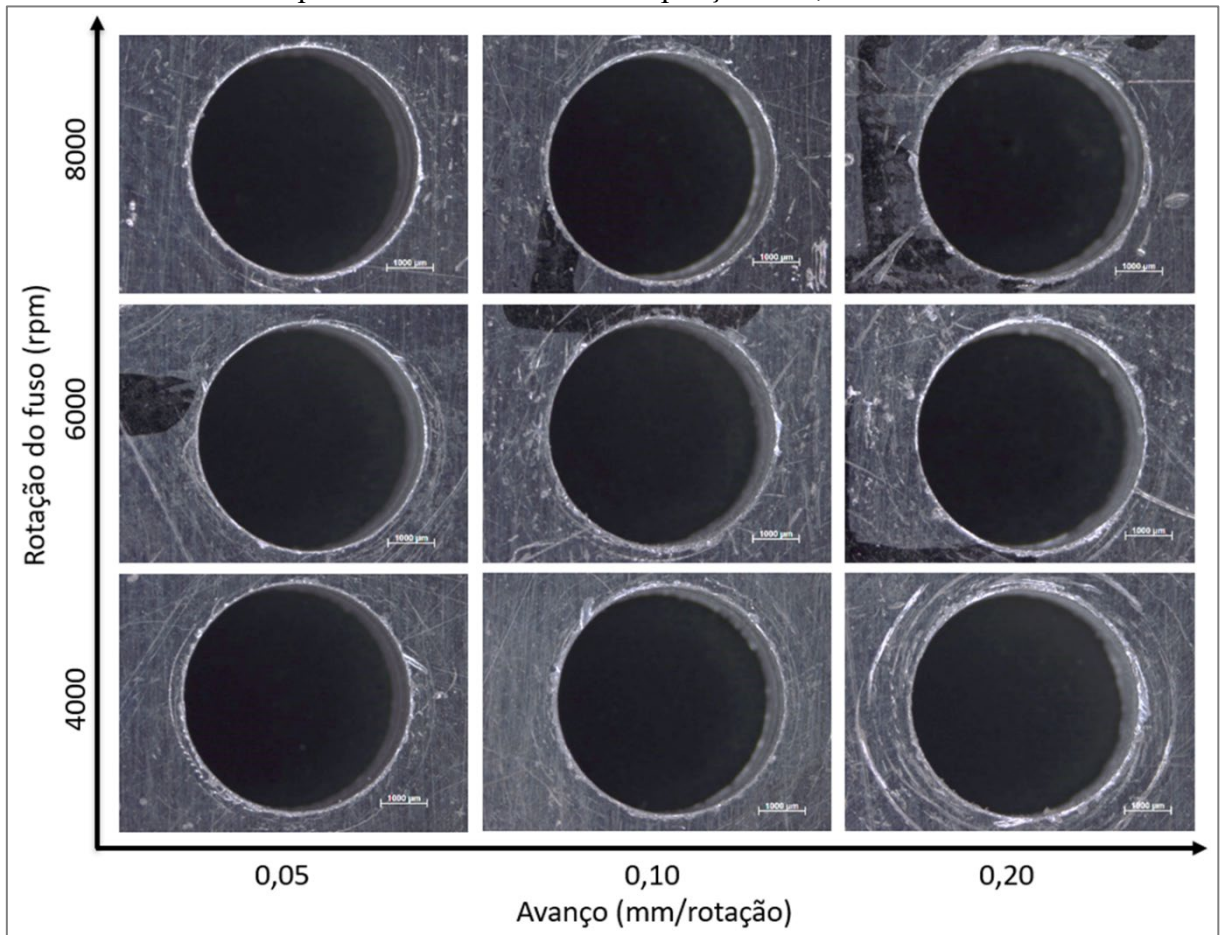
A partir da identificação da vibração excessiva causada pelo conjunto de fatores, o dispositivo da célula de carga no qual o suporte de fixação estava acoplado foi retirado do sistema como medida de aumentar a rigidez do processo de furação e consequentemente diminuir as vibrações.

5.2.2 Furação com broca de metal duro e revestimento de TiAlN

Para os ensaios com a broca de metal duro com revestimento de TiAlN, como houve a remoção do dispositivo da célula de carga não foi possível a captação da força de avanço durante o processo de furação. Contudo, tanto os problemas do formato dos furos quanto as quebras prematuras das arestas de corte deixaram de acontecer, sendo possível a realização de todos os ensaios pré-determinados no planejamento do trabalho.

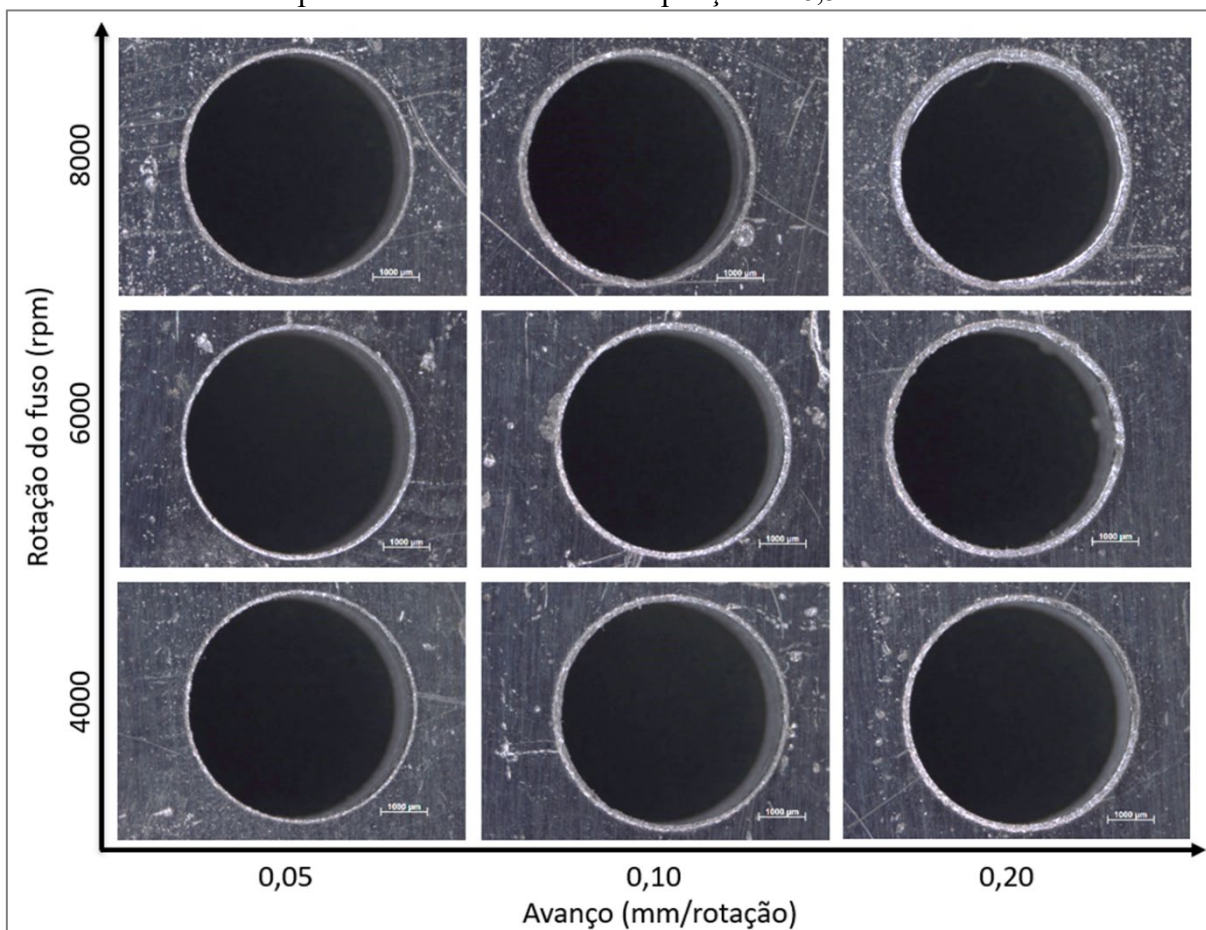
Após a realização de todos os ensaios de usinagem com as brocas de metal duro revestidas com TiAlN, a análise inicial baseou-se no aspecto dos furos resultantes do processo de furação para todas as combinações de parâmetros, sendo avaliados tanto o aspecto na entrada da broca no material quanto na saída. Nas Figura 64 e 65 são apresentadas fotos dos furos em função dos parâmetros de corte na entrada e na saída da broca, respectivamente.

Figura 64: Aspecto dos furos resultantes na entrada da broca em função da combinação dos parâmetros de corte com ampliação de 6,5 vezes



Fonte: Autoria própria

Figura 65: Aspecto dos furos resultantes na saída da broca em função da combinação dos parâmetros de corte com ampliação de 6,5 vezes



Fonte: Autoria própria

A partir desta análise identificou-se que no lado onde a broca inicia o corte, ou seja, na entrada, a variação dos parâmetros não resultou em grandes alterações visuais que pudessem ser identificadas facilmente. Contudo, no lado onde a broca finalizou o corte do material (saída), houve alterações visualmente detectáveis em função dos parâmetros, sendo estas alterações a presença de um volume maior ou menor de rebarbas de alumínio ao redor dos furos.

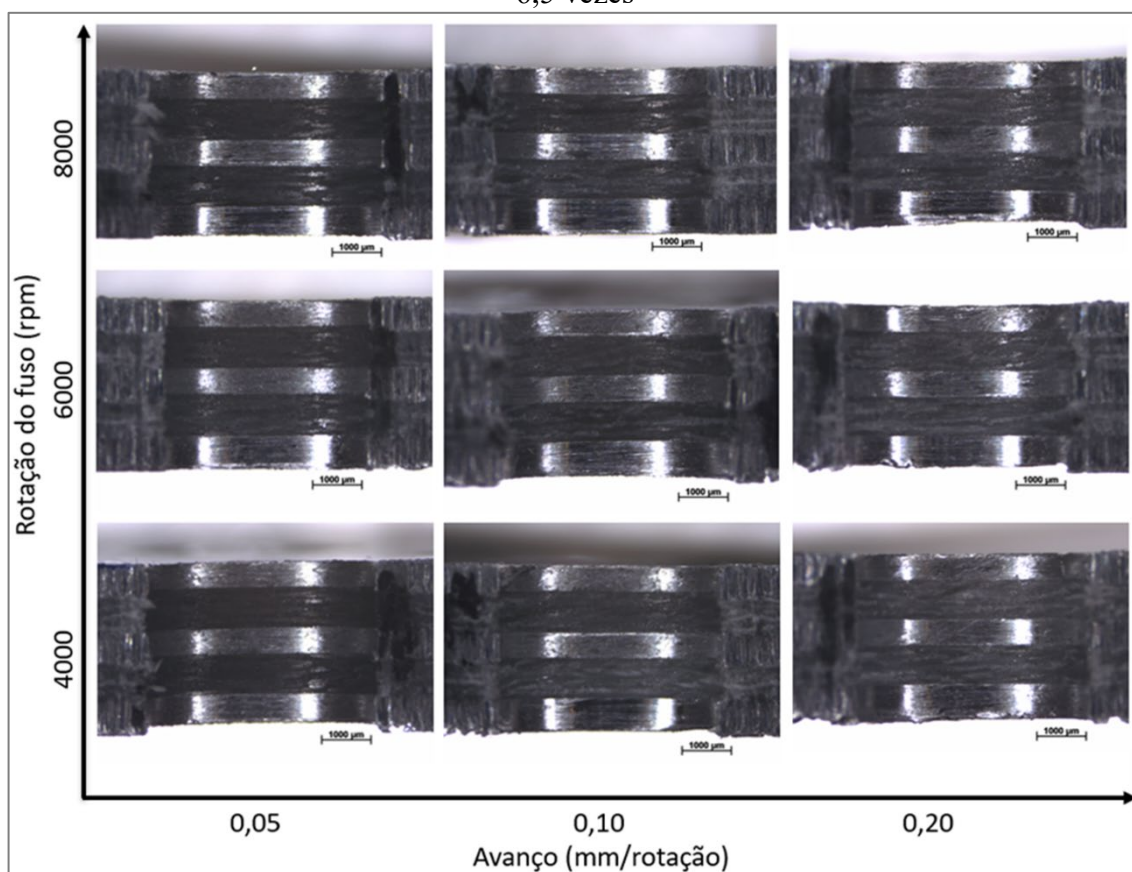
Visualmente o aumento da rotação do fuso não afetou consideravelmente a formação de rebarbas em volta do furo. Já no caso do avanço ficou evidente que o aumento do mesmo promove o acréscimo de rebarbas de alumínio ao redor do furo, sendo que a ocorrência destas rebarbas na furação de materiais compósitos contendo alumínio ou mesmo no caso de placas de alumínio monolítico já foi evidenciado por outros autores tais como Shyha et al. (2011), Tian et al. (2016) e Kuo, Li, Wang (2017).

De acordo com Tian et al. (2016), o aumento das rebarbas decorrentes do processo de furação tem íntima ligação com a força de avanço, sendo que esta apresenta relação direta com

o avanço empregado, ou seja, quanto maior o avanço utilizado maior a força de avanço e consequentemente maior volume de rebarbas formadas na saída dos furos. Portanto para se minimizar esse efeito deve-se empregar o uso de baixas taxas de avanço nos processos de furação.

Além desta análise também foram avaliadas as regiões internas dos furos. Na Figura 66 são apresentadas fotos das placas seccionadas nas regiões dos furos, permitindo uma melhor visualização dos mesmos, em função dos parâmetros de corte utilizados.

Figura 66: Aspecto interno dos furos em função dos parâmetros de corte com ampliação de 6,5 vezes



Fonte: Autoria própria

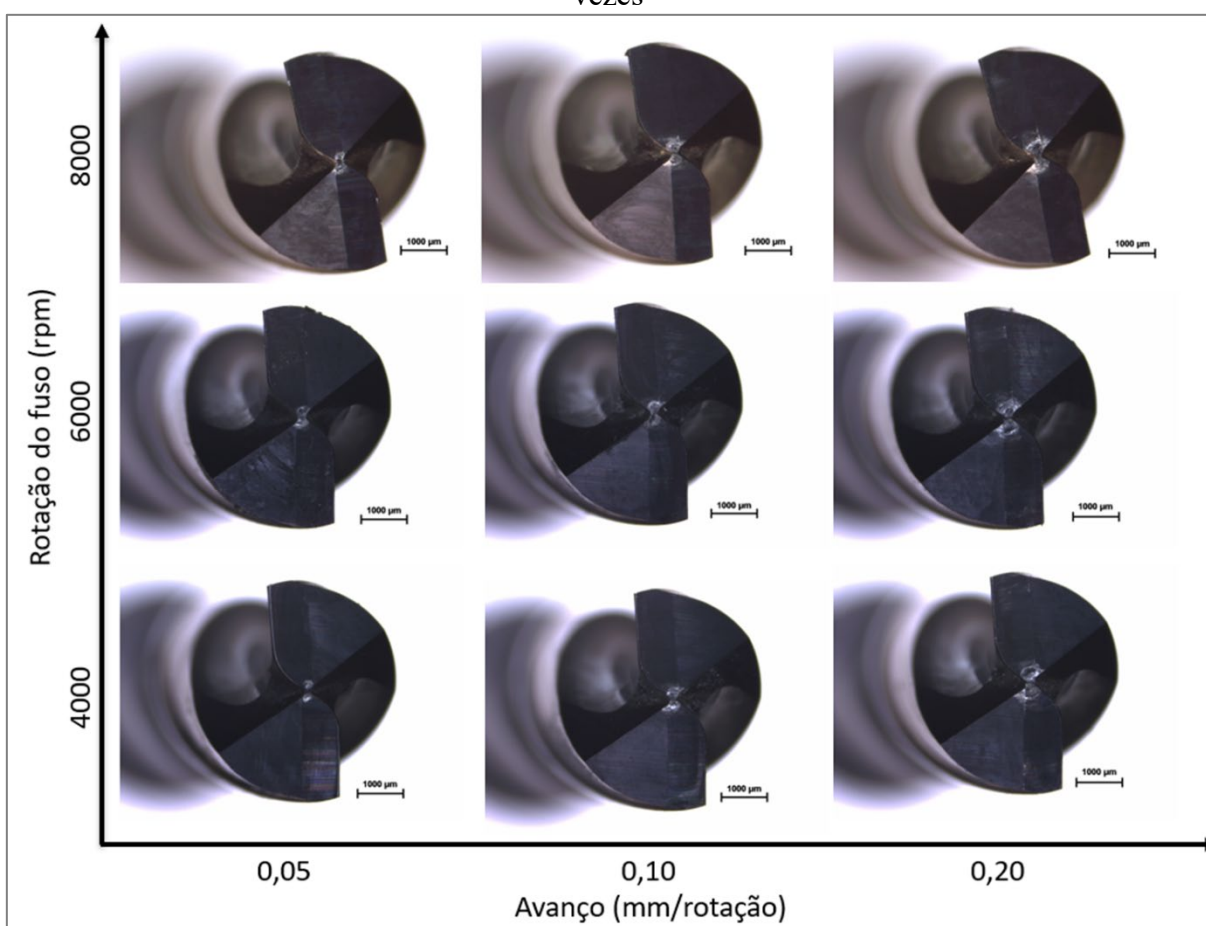
Assim como ocorreu análise visual dos aspectos de falha tanto na entrada quanto na saída dos furos, com a utilização da avaliação visual dos perfis dos furos, identificou-se que a variação da rotação do fuso não resultou em alterações que pudessem ser identificadas facilmente. Porém quando considerada a variação do avanço foi possível identificar que os furos

realizados com menor valor apresentaram um aspecto mais limpo, ou seja, com um melhor acabamento.

Segundo Stemmer (1993), Rossi, Kanenobu, Batalha (2004) e Ismail et al. (2016) o avanço é o principal fator que determina a qualidade superficial durante operações de furação, portanto recomenda-se o emprego de baixos avanços, pois esta resulta em menor espaçamento entre as marcas originadas a partir do processo de corte da aresta no material, resultando em um melhor acabamento superficial.

Juntamente com a análise do aspecto dos furos, também foram avaliados os desgastes que as brocas sofreram após a realização de cada etapa de ensaios, os quais não foram possíveis de serem quantificados em V_B (mm). Na Figura 67 são apresentadas fotos das brocas em função dos parâmetros de corte.

Figura 67: Desgastes das brocas em função dos parâmetros de corte com ampliação de 6,5 vezes

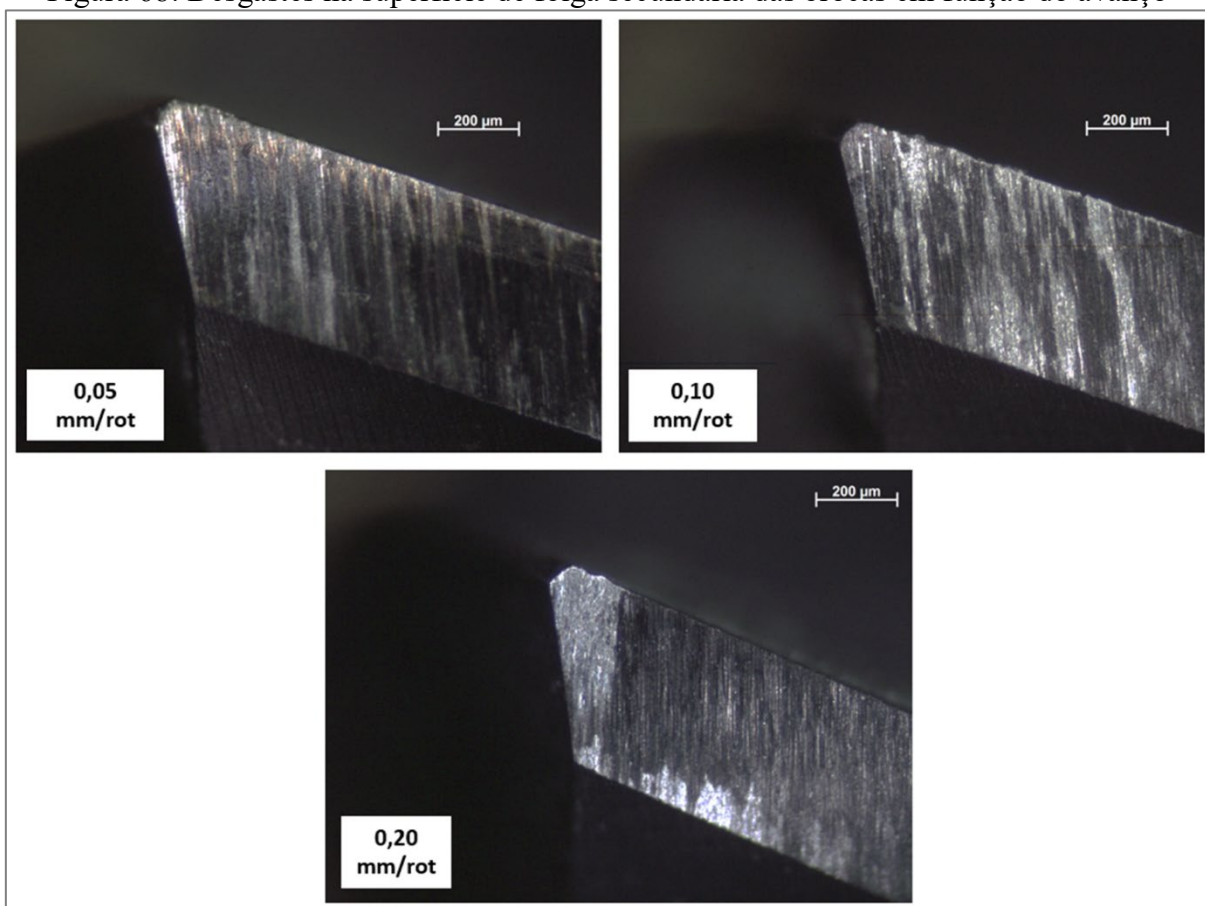


Fonte: Autoria própria

Assim como observado no trabalho desenvolvido por Giasin, Ayvar-Soberanis, Hodzic (2015), após a realização do processo de furação, observou-se a presença de material aderido à aresta transversal de corte utilizada, sendo que a intensidade das adesões variou em função dos parâmetros de corte, tendo como principal fator o avanço, no qual a medida que foi aumentado resultou em maiores adesões.

Na Figura 68 são apresentadas fotos da superfície de folga secundária das brocas utilizadas nos avanços de 0,05; 0,1 e 0,2 mm/rot respectivamente, nas quais é possível identificar o aumento do desgaste em função dos avanços empregados no processo.

Figura 68: Desgastes na superfície de folga secundária das brocas em função do avanço



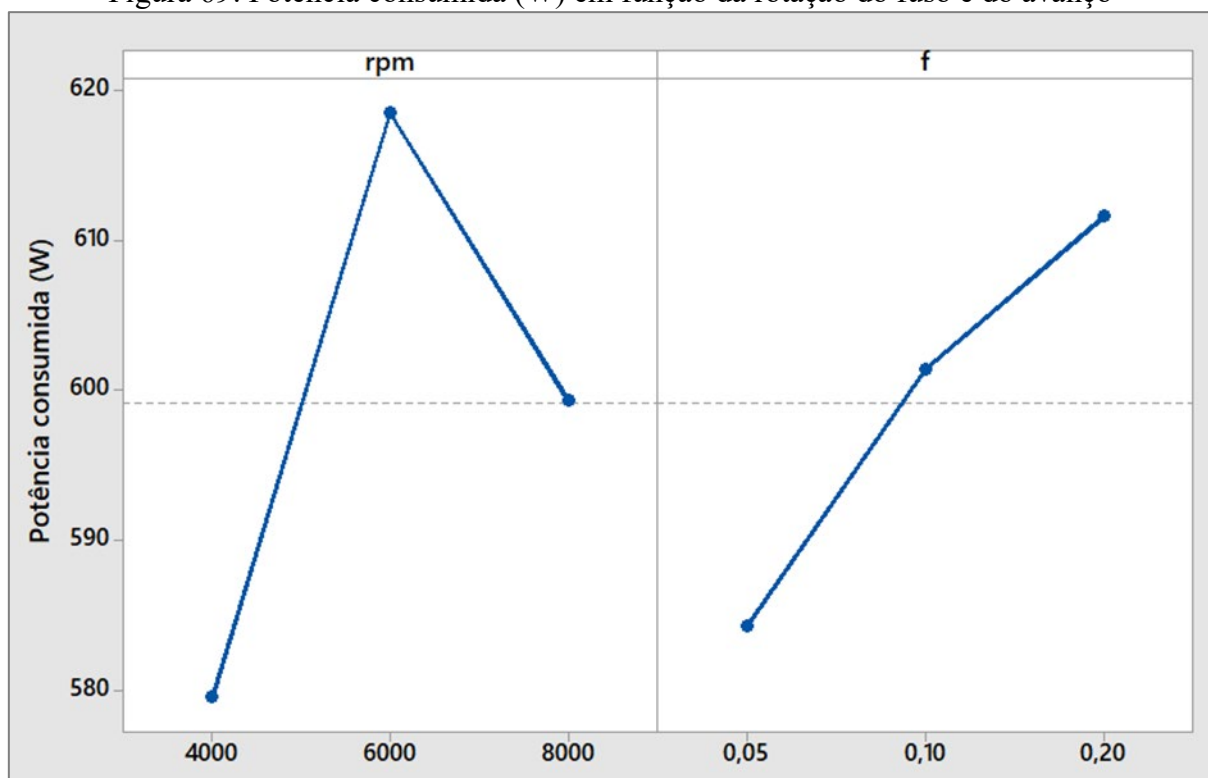
Fonte: Autoria própria

Portanto, para que se obtenha furos com melhor acabamento, bem como menor formação de rebarbas e menor desgastes das brocas, deve-se empregar preferencialmente baixos avanços durante o processo de usinagem.

5.2.2.1 Potência consumida

A partir da análise gráfica para os valores de potência consumida (Figura 69), identificou-se que considerando a rotação do fuso, inicialmente houve um aumento no consumo de potência, seguido de uma diminuição. Já para o avanço, o consumo de potência aumentou à medida que houve o aumento do mesmo.

Figura 69: Potência consumida (W) em função da rotação do fuso e do avanço



Fonte: Autoria própria

De acordo com Machado et al. (2009), a potência consumida durante o processo de furação de qualquer material considera a energia necessária para realizar o corte de um determinado volume de material no decorrer do processo, bem como a velocidade de corte empregada no eixo árvore e o avanço do mesmo. Portanto, espera-se que o aumento tanto da rotação do fuso quanto do avanço resultasse no aumento do consumo de potência.

Contudo, nos resultados encontrados para a rotação do fuso, tal variação não foi identificada, visto quando esta foi aumentada de 6000 para 8000 rpm houve uma queda na potência consumida. Uma hipótese para esta diminuição de potência com o aumento da rotação encontra-se no fato de que tal aumento também resulta no aumento da temperatura na zona de

corte o que provoca o amolecimento térmico da matriz e do alumínio, facilitando o corte. (PAWAR et al. 2009).

Com a utilização da análise estatística identificou-se também que a variação no consumo de potência durante o processo de corte sofreu influência significativa da rotação do fuso, do avanço e da interação entre estes parâmetros (Tabela 8).

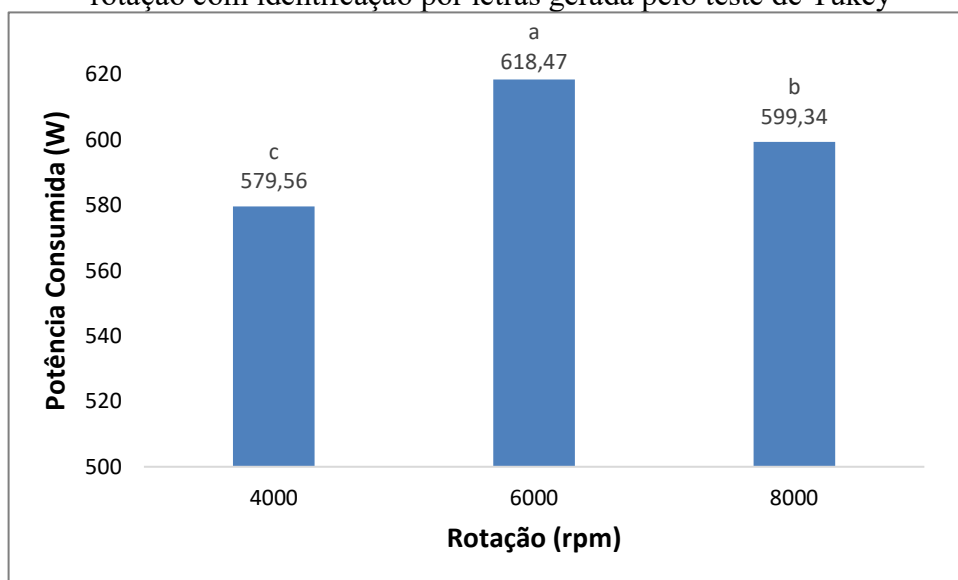
Tabela 8: Análise de variância (ANOVA) dos efeitos das médias na potência consumida

Parâmetros	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
rpm	2	9086,1	4543,05	68,89	0,000
f	2	4548,8	2274,41	34,49	0,000
rpm*f	4	842,8	210,69	3,19	0,029
Erro	27	1780,6	65,95		
Total	35	16258,3			

Fonte: Autoria própria

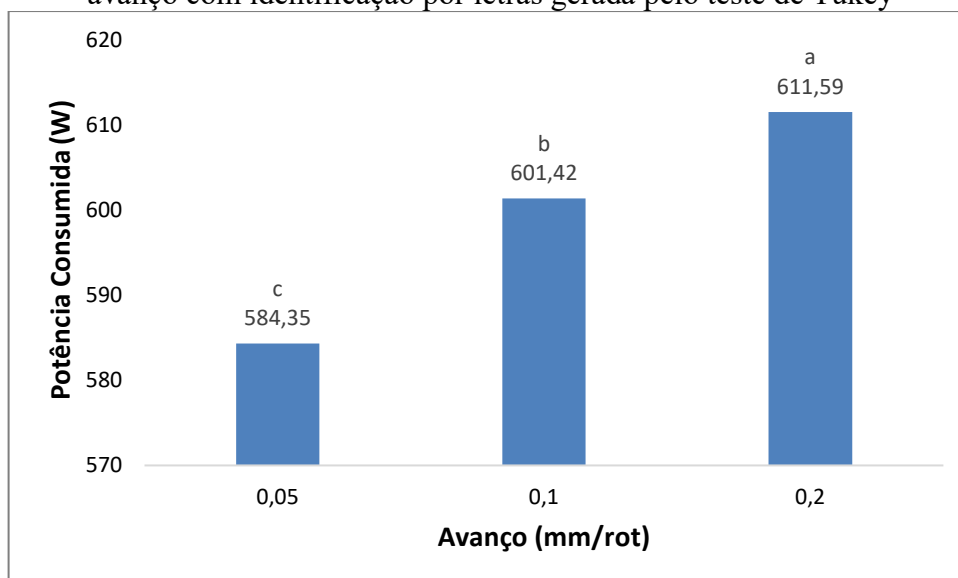
Após a identificação da influência dos parâmetros, foi realizado o teste de Tukey para determinar quais valores de média foram diferentes entre estes. Nas Figura 70 e 71 são apresentados gráficos de colunas com valores das médias do consumo de potência em função da rotação do fuso e do avanço, com identificação por letra da classificação gerada a partir do teste de Tukey, de modo a diferenciar os valores que foram significativamente diferentes quando comparados dois a dois, nos quais é possível observar que houve diferença significativa entre todos os níveis.

Figura 70: Gráfico de colunas dos valores médios de potência consumida em função da rotação com identificação por letras gerada pelo teste de Tukey



Fonte: Autoria própria

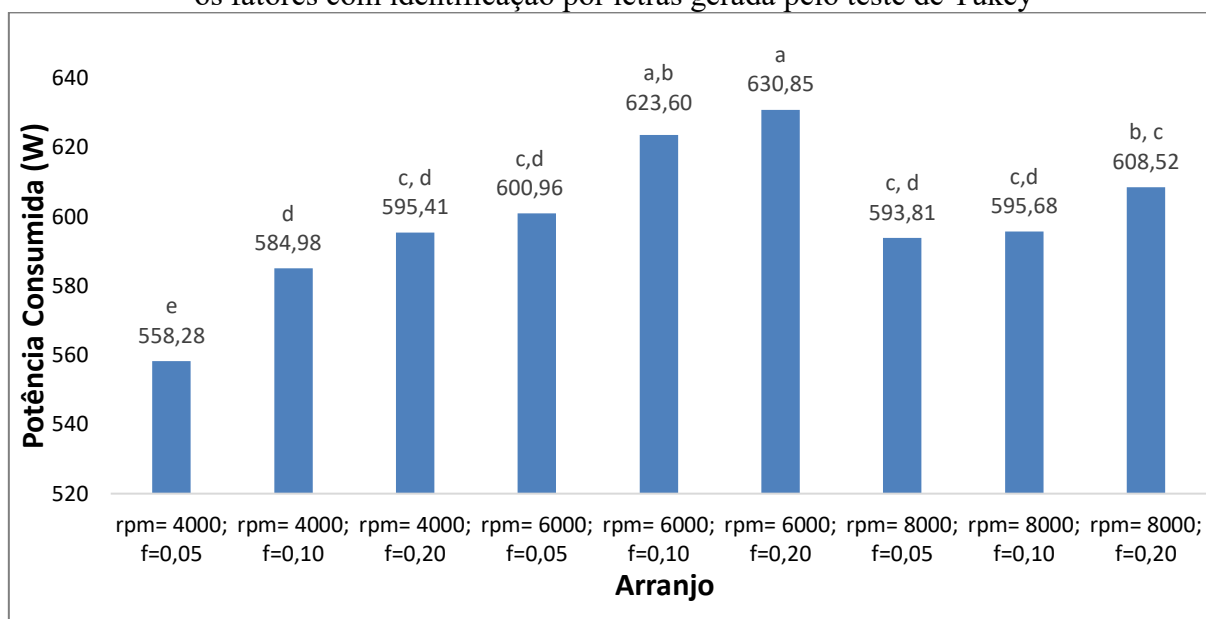
Figura 71: Gráfico de colunas dos valores médios de potência consumida em função do avanço com identificação por letras gerada pelo teste de Tukey



Fonte: Autoria própria

Considerando a interação entre os fatores (Figura 72), com a utilização do teste de Tukey identificou-se que os resultados proporcionados pela combinação dos fatores apresentaram diferenças significativas em algumas comparações, enquanto que em outras não ocorreram variações significativas.

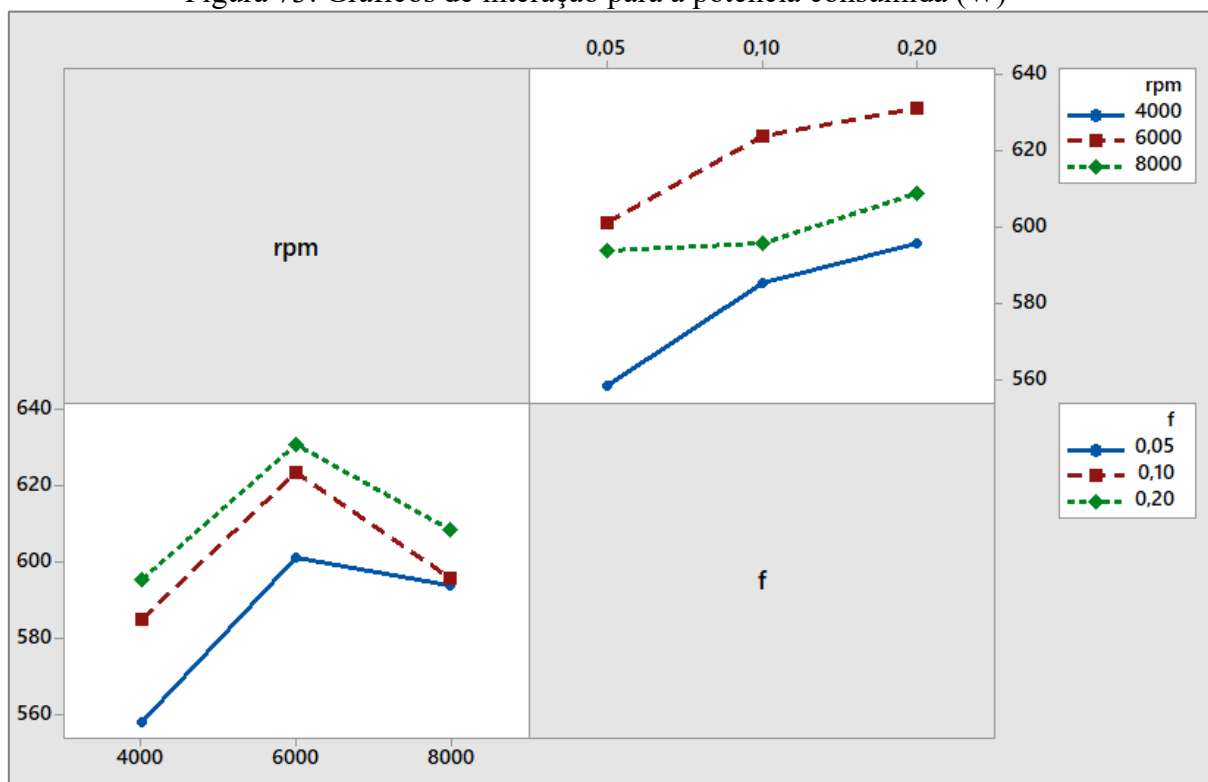
Figura 72: Gráfico de colunas dos valores médios de potência consumida para interação entre os fatores com identificação por letras gerada pelo teste de Tukey



Fonte: Autoria própria

Na Figura 73 são apresentados os gráficos da interação entre os parâmetros nos resultados, como forma de facilitar a visualização da potência consumida em cada combinação. A partir destes resultados, é possível observar que para todas as rotações, o menor consumo de potência ocorreu para o avanço de 0,05 mm/rot e que, independentemente do avanço empregado, os menores resultados de potência aconteceram para a rotação de 4000.

Figura 73: Gráficos de interação para a potência consumida (W)



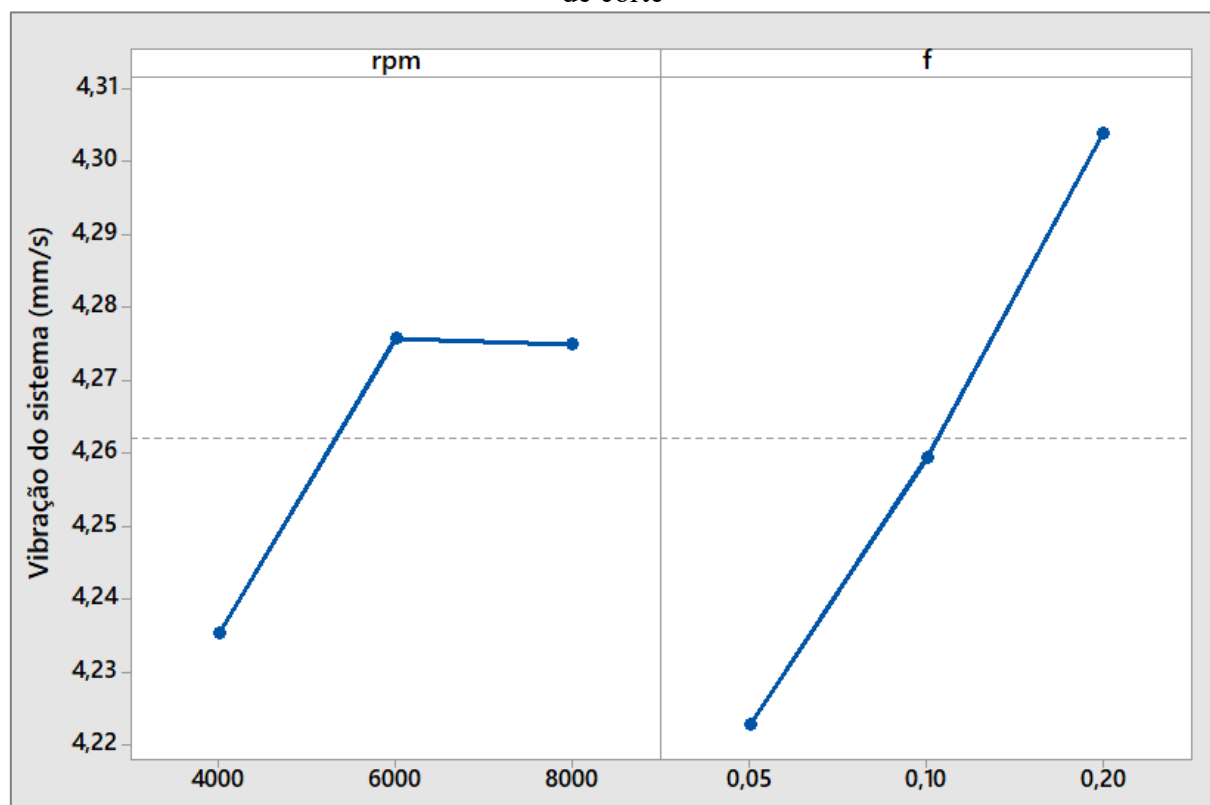
Fonte: Autoria própria

Sendo assim, para minimizar a potência consumida durante o processo de furação do laminado metal fibra, recomenda-se empregar a menor rotação (4000 rpm) juntamente com o menor avanço (0,05 mm/rot). Entretanto caso deseje-se melhorar a produtividade deve ser utilizada a maior rotação do fuso (8000 rpm) com menor avanço (0,05 mm/rot.)

5.2.2.2 Vibração do sistema

A partir da análise gráfica para os valores de vibração do sistema obtidos (Figura 74), observou-se que para a rotação do fuso inicialmente ocorreu um aumento significativo na vibração ao alterarmos de 4000 para 6000 rpm, seguida de uma estabilidade ao elevarmos para a seguinte rotação.

Figura 74: Gráfico do efeito das médias para a vibração do sistema em função dos parâmetros de corte



Fonte: Autoria própria

De acordo com Stephenson, Agapiou (2006), a vibração é um fenômeno complexo e tipicamente não-linear, que pode ocorrer em situações aparentemente aleatórias, podendo variar esporadicamente.

Todavia, quando os valores de vibração obtidos são avaliados, identificou-se que dentre os fatores empregados, apenas o avanço influenciou significativamente nos resultados, conforme o comportamento indicado pela curva de avanço na Figura 74. Na Tabela 9 são apresentados os valores da análise estatística.

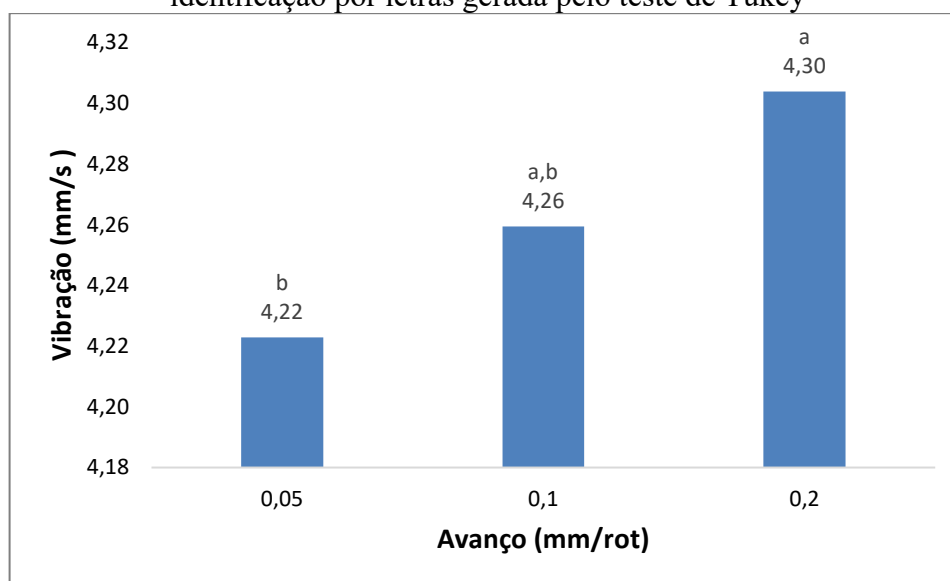
Tabela 9: Análise de variância (ANOVA) dos efeitos das médias na vibração do sistema

Parâmetros	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
rpm	2	0,01278	0,006392	1,14	0,335
f	2	0,03948	0,019739	3,52	0,044
rpm*f	4	0,02940	0,00735	1,31	0,291
Erro	27	0,15146	0,00561		
Total	35	0,23312			

Fonte: Autoria própria

Após a identificação da influência significativa na vibração do sistema devido a variação do avanço, foi realizado o teste de Tukey com a finalidade de determinar quais valores de média foram diferentes entre si. Na Figura 75 é apresentado o gráfico de colunas com os valores de vibração média em função do avanço, contendo a identificação por letra gerada pelo teste de Tukey, de modo a diferenciar os valores que foram significativamente diferentes quando comparados dois a dois, no qual é possível observar que na comparação dois a dois, ocorreram diferenças significativas apenas entre os avanço de 0,05 e 0,20 mm/rotação.

Figura 75: Gráfico de colunas dos valores médios de vibração em função do avanço com identificação por letras gerada pelo teste de Tukey



Fonte: Autoria própria

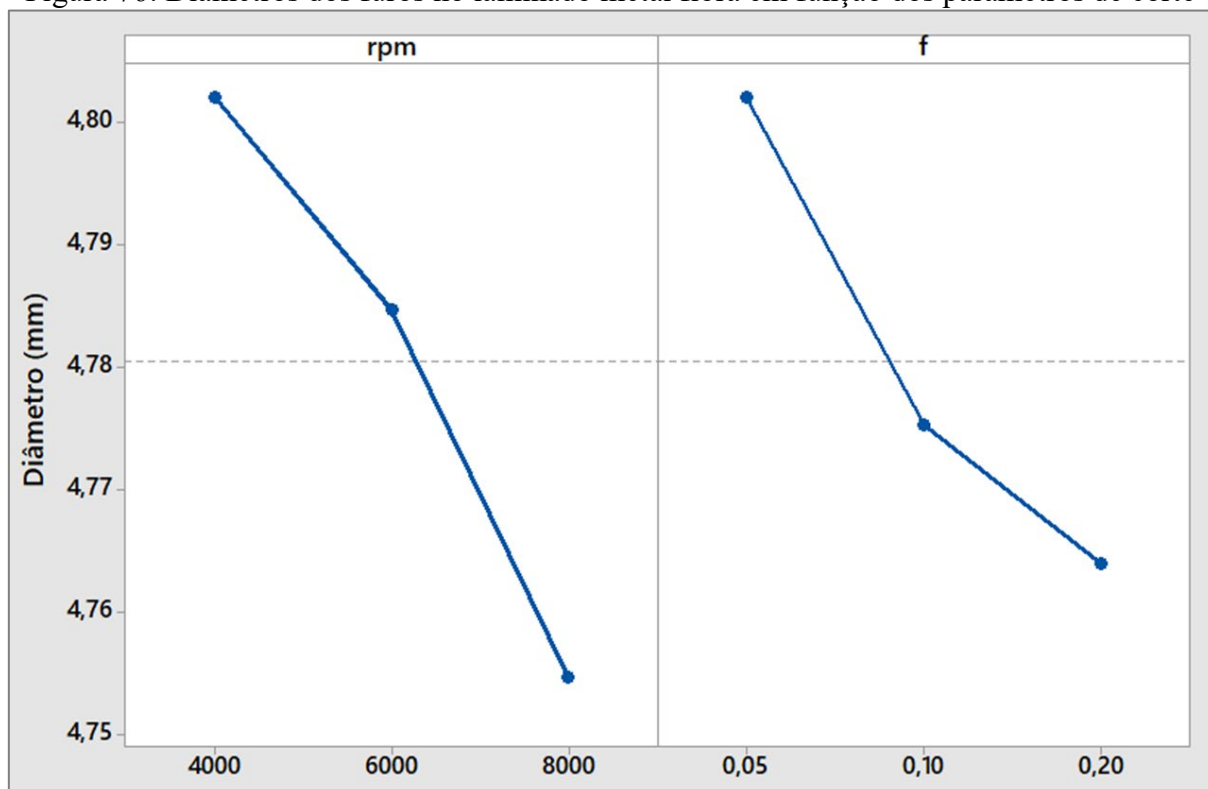
Portanto, para que o processo de furação ocorra com menor nível de vibração possível e, consequentemente, proporcione menor quantidade de danos no laminado metal fibra deve-se empregar o menor avanço dentre os estudados neste trabalho (0,05 mm/rot).

5.2.2.3 Desvio dimensional

Com relação ao desvio dimensional resultante do processo de furação, foram realizadas duas análises distintas, seguidas de uma análise comparativa entre as mesmas. A primeira análise foi realizada para os resultados obtidos para o laminado metal fibra e a segunda para o alumínio 7075, a fim de identificar a influência dos parâmetros nos diâmetros finais dos furos.

A partir da análise gráfica para os diâmetros obtidos no laminado metal fibra em função dos parâmetros (Figura 76), identificou-se que tanto o aumento da rotação quanto o aumento do avanço resultaram em furos subdimensionados ao diâmetro nominal da broca.

Figura 76: Diâmetros dos furos no laminado metal fibra em função dos parâmetros de corte



Fonte: Autoria própria

A partir da análise estatística, identificou-se também que os diâmetros resultantes sofreram influência significativa da rotação do fuso, do avanço e da interação entre estes (Tabela 10), reforçando ainda mais a variação do diâmetro nos ensaios.

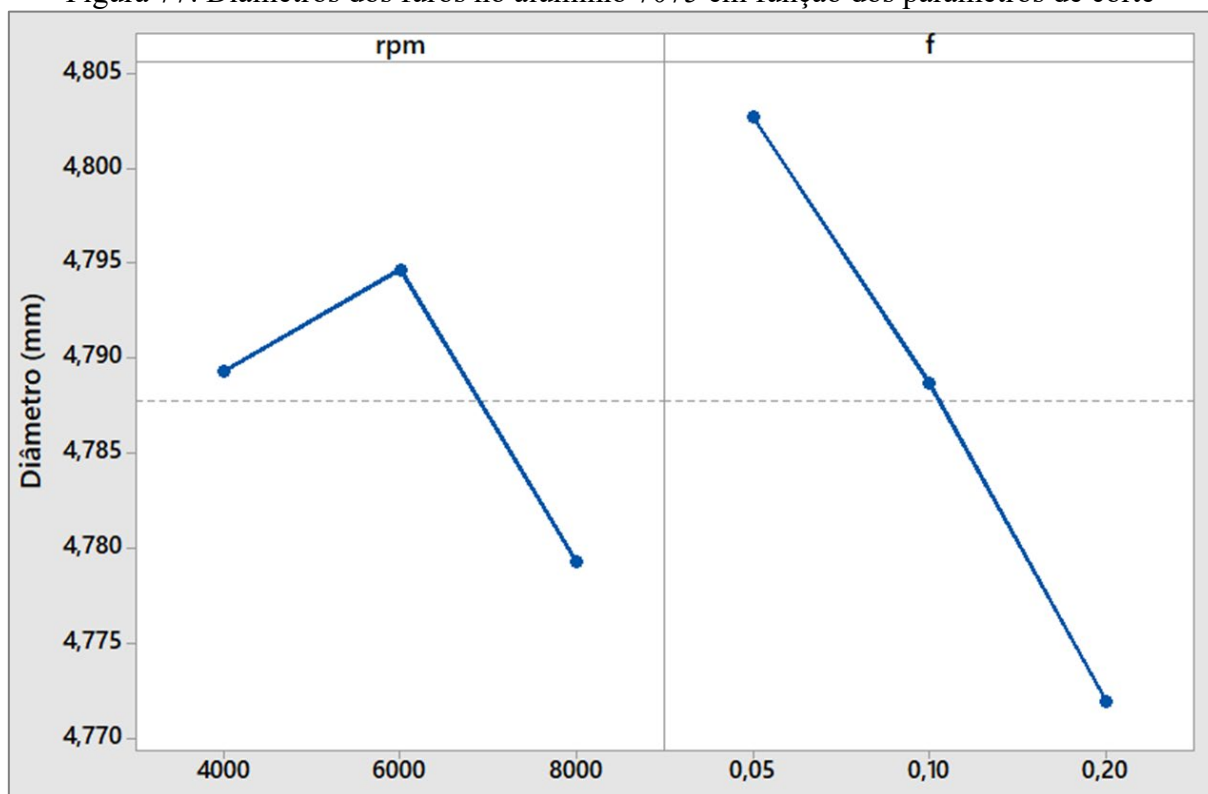
Tabela 10: Análise de variância (ANOVA) dos efeitos das médias nos diâmetros do FML

Parâmetros	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
rpm	2	0,017204	0,008602	24,66	0,000
f	2	0,011418	0,005709	16,36	0,000
rpm*f	4	0,09209	0,002302	6,60	0,000
Erro	36	0,012560	0,000349		
Total	44	0,050391			

Fonte: Autoria própria

Já na análise gráfica para o alumínio 7075 (Figura 77), observou-se que inicialmente há um aumento no diâmetro do furo à medida que a rotação é elevada, seguido de uma diminuição para a rotação de 8000 rpm. Durante este estudo foi observado que diâmetro final apresentou um comportamento inverso ao aumento do avanço, no qual o menor furo ocorreu para o maior avanço (0,20 mm/rot) e o mais próximo ao nominal da broca ocorreu para o avanço de 0,05 mm/rot.

Figura 77: Diâmetros dos furos no alumínio 7075 em função dos parâmetros de corte



Fonte: Autoria própria

A partir da análise estatística identificou-se também que os diâmetros resultantes no alumínio sofreram influência significativa da rotação do fuso, do avanço e da interação entre estes (Tabela 11).

Tabela 11: Análise de variância (ANOVA) dos efeitos das médias nos diâmetros do alumínio 7075

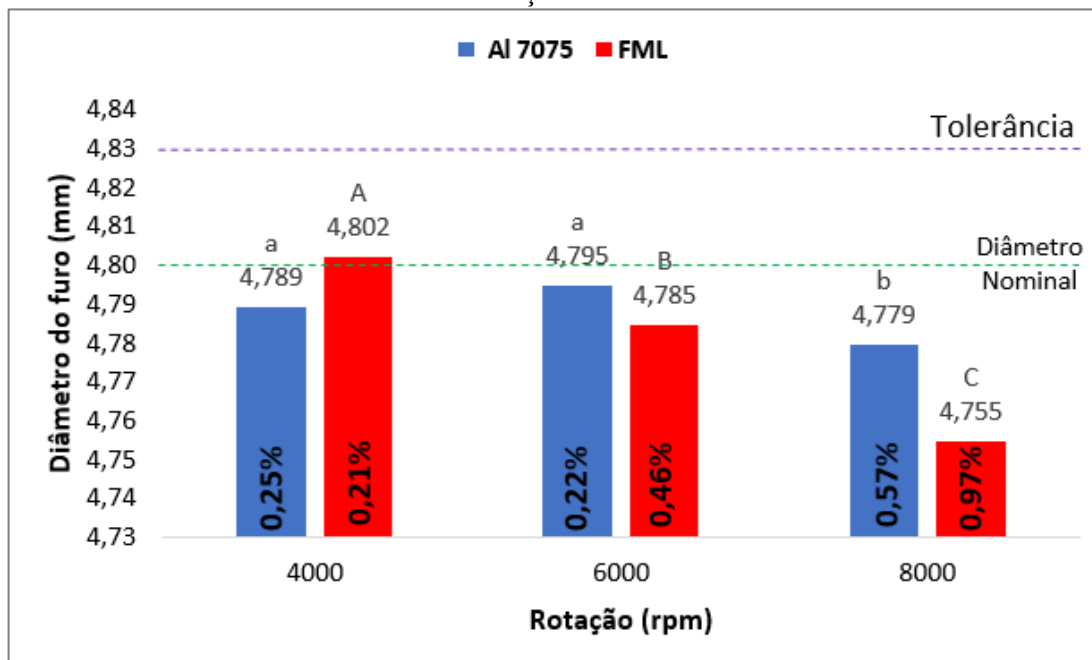
Parâmetros	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
rpm	2	0,001818	0,000909	7,57	0,002
f	2	0,007071	0,003536	29,46	0,000
rpm*f	4	0,003169	0,000792	6,60	0,000
Erro	36	0,004320	0,000120		
Total	44	0,016378			

Fonte: Autoria própria

A partir destes resultados, foram realizados os testes de Tukey tanto para o laminado metal fibra como também para o alumínio 7075, e como nas duas análises identificou-se a influência significativa para os dois fatores e a interação entre estes, foram construídos gráficos comparativos entre as duas análises de modo identificar quais os melhores parâmetros a serem empregados na furação.

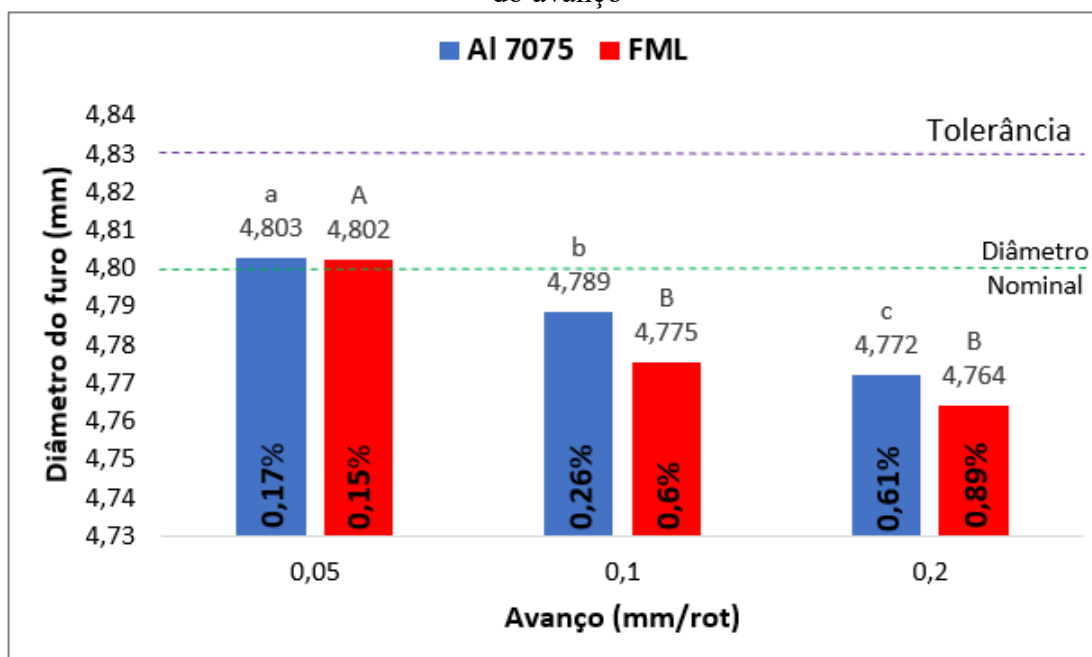
Nas Figura 78 a 80 são apresentados gráficos de colunas comparativos entre os diâmetros resultantes tanto para o FML quanto para o alumínio 7075 em função da rotação do fuso, do avanço e da interação entre estes, com identificação por letras gerada pelo teste de Tukey, diferenciando os valores que foram significativamente diferentes entre eles. Os gráficos contém, ainda, na parte interna das colunas a variação dimensional de cada furo em relação ao diâmetro nominal da broca, bem como uma linha com o valor nominal da broca e uma com a tolerância de 0,3mm, esta aceita por empresas do setor aeronáutico. Ressalta-se que tal tolerância é aplicada somente para valores acima do diâmetro nominal da broca, visto que para diâmetros inferiores não há a possibilidade da inserção de rebites com diâmetro de 4,8 mm.

Figura 78: Comparação entre os diâmetros obtidos para o FML e o alumínio 7075 em função da rotação do fuso.



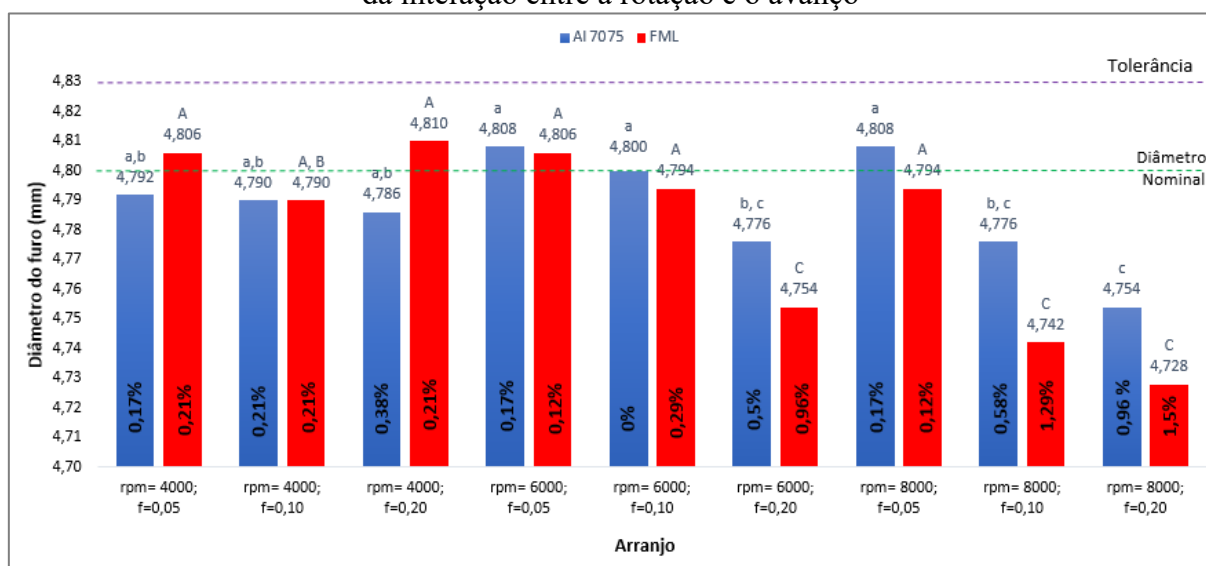
Fonte: Autoria própria

Figura 79: Comparação entre os diâmetros obtidos para o FML e o alumínio 7075 em função do avanço



Fonte: Autoria própria

Figura 80: Comparação entre os diâmetros obtidos para o FML e o alumínio 7075 em função da interação entre a rotação e o avanço



Fonte: Autoria própria

A análise dos gráficos anteriores foi realizada a partir da consideração de que, para que o processo seja aceito, os diâmetros finais dos furos nos dois materiais precisam ser próximos e, no mínimo, acima do diâmetro nominal simultaneamente, pois furos subdimensionados podem

interferir na operação de rebite, pois os rebites se expandem e empurram a periferia do furo para fora, causando mais delaminação ou danos às bordas do furo (BRINKSMEIER, JANSSENA, 2002; PAWAR et al., 2015). Destaca-se o intuito desta prática é realizar, em uma única etapa, a furação do FML juntamente com o alumínio 7075 e, assim, reduzir o custo e tempo operacional do projeto.

Desta forma, considerando o gráfico que correlaciona os diâmetros em função da rotação do fuso (Figura 78), pode-se afirmar que apesar dos resultados serem significativamente diferentes entre si, para nenhuma rotação empregada foram obtidos valores de diâmetros nos dois materiais considerados acima do diâmetro nominal da broca, sendo os valores mais próximos ao desejável obtidos para a rotação de 4000 rpm.

Porém, considerando o gráfico envolvendo os diâmetros em função do avanço (Figura 79), identificou-se que as melhores situações, ou seja valores próximos ou acima do nominal, ocorre para as condições que empregaram um avanço de 0,05 mm/rotação, sugerindo que para se obter diâmetros na faixa de tolerância desejável deve-se empregar baixos avanços. Ressaltando que de acordo com Brinksmeier, Janssena (2002), as tolerâncias dimensionais e geométricas, principalmente no setor aeronáutico, são fatores extremamente importantes e não podem variar mais do que de 30 µm para juntas do tipo mecânicas.

Contudo, ao ser analisado o gráfico das interações (Figura 80), observa-se que apesar da análise individual do diâmetro em função do avanço sugerir a utilização de um avanço de 0,05 mm/rot independentemente da rotação, conclui-se que dentre as combinações analisadas a única que resultou em valores de diâmetros aceitáveis ocorreu para a combinação de 6000 rpm com avanço de 0,05 mm/rot.

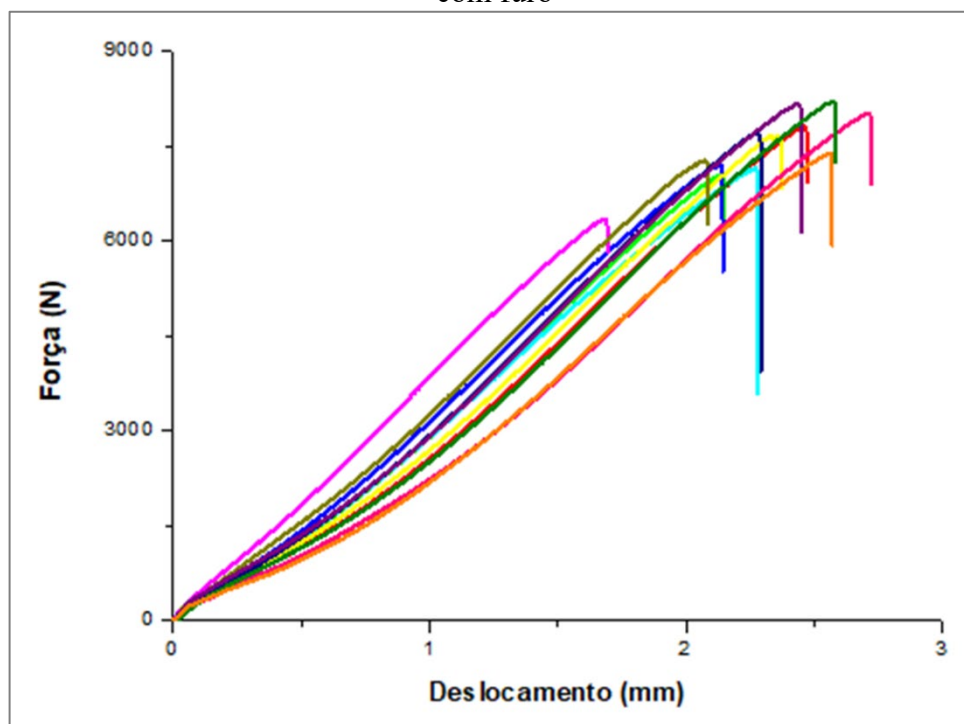
De acordo com Shyha et al. (2011) e Pawar et al. (2015), em processos de furação de compósitos híbridos, os diferentes coeficientes de expansão térmica, bem como o relaxamento das tensões elásticas devido aos diferentes módulos de elasticidade, dificultam a confecção de furos com diâmetros consistentes.

Além disso fatores como velocidade de corte, avanço, geometria da broca, número de canais na broca, revestimento e material da ferramenta, vibração do processo e desgastes, influenciam diretamente nos diâmetros resultantes do processo de furação de materiais híbridos. (SHYHA et al., 2011; PAWAR et al., 2015; KUO et al., 2018), o que torna um processo extremamente complexo de ser realizado.

5.2.2.4 Influência dos parâmetros na interface do compósito

Na Figura 81 são apresentadas as curvas de força por deslocamento obtidas a partir dos resultados provenientes dos ensaios de *Lap Shear* com a presença dos furos, nas quais é possível observar que as curvas apresentaram um comportamento linear sem deformação plástica.

Figura 81: Gráfico das curvas de força (N) por deslocamento (mm) dos ensaios de *Lap Shear* com furo



Fonte: Autoria própria

A partir dos resultados obtidos dos ensaios de *Lap Shear* foram calculadas as tensões máximas diretamente pela relação entre a força máxima e área em cada um dos testes, com as quais posteriormente foi calculada a tensão média para cada combinação de parâmetros de corte. Na Tabela 12 são apresentados os valores de tensão calculados para cada uma das combinações, na qual é possível identificar que houve variação da tensão máxima suportada pelo corpo de prova, sugerindo uma influência dos parâmetros de corte nos resultados.

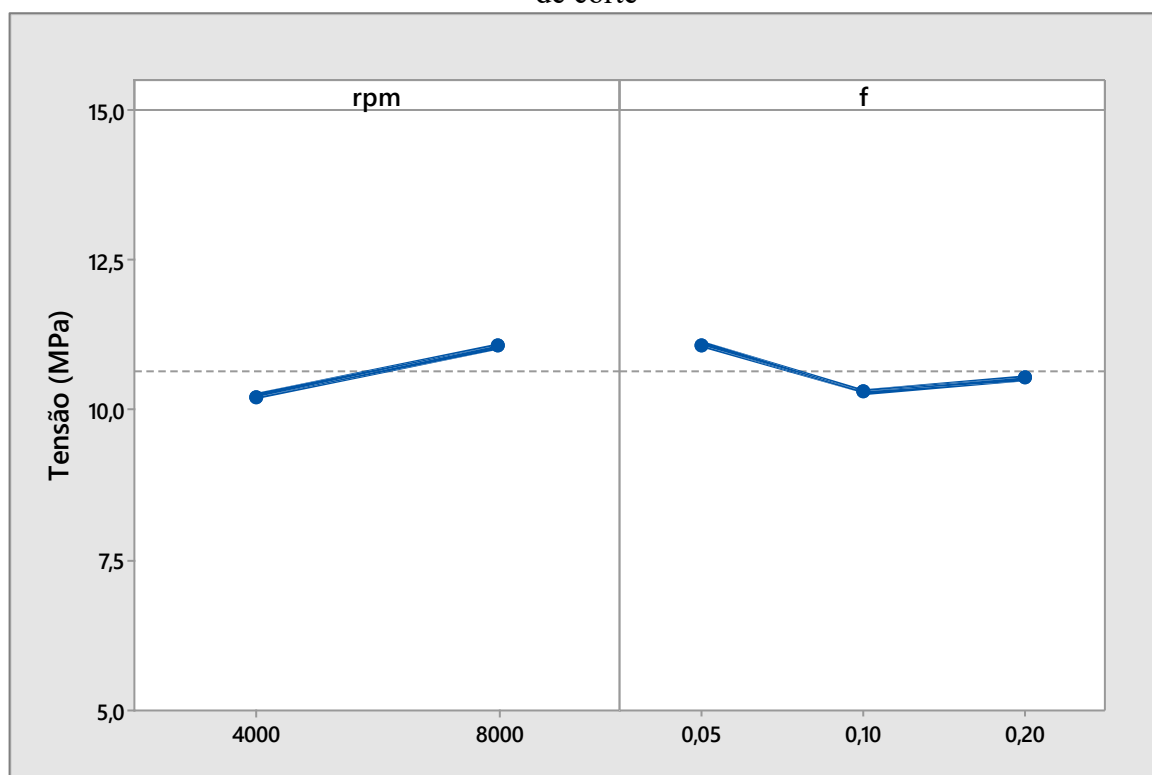
Tabela 12: Valores de tensão em função da combinação entre os parâmetros de corte

Rotação (rpm)	Avanço (mm/rotação)		
	0,05	0,10	0,20
4000	10,74 MPa	10,05 MPa	9,89 MPa
8000	11,45 MPa	10,59 MPa	11,20 MPa

Fonte: Autoria própria

Na Figura 82 são apresentados os gráficos do efeito das médias para a tensão de cisalhamento resultante do ensaio dos corpos de prova do *Lap Shear* com furos em função das rotações do fuso e dos avanços empregados, nos quais é possível observar que os furos induzidos com maior rotação tiveram menor diminuição na tensão, assim como os realizados com menor avanço.

Figura 82: Gráfico do efeito das médias para as tensões de ruptura em função dos parâmetros de corte



Fonte: Autoria própria

Contudo, com a utilização da análise estatística dos resultados de tensão de ruptura obtidos em função dos parâmetros de corte, identificou-se que tanto a rotação do fuso como o avanço não influenciaram significativamente quando comparados entre si. Na Tabela 13 são

apresentados os resultados da análise de variância, onde todos os valores de P-value são maiores que 0,05; ou seja, a variação dos resultados não é significativa.

Tabela 13: Análise de variância (ANOVA) dos efeitos das médias na tensão de ruptura do ensaio de *Lap Shear*

Parâmetros	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
rpm	1	2,1983	2,1983	3,22	0,123
f	2	1,2722	0,6361	0,93	0,444
rpm*f	2	0,3157	0,1579	0,23	0,800
Erro	6	4,0955	0,6826		
Total	11	7,8817			

Fonte: Autoria própria

Estes valores de tensão de ruptura obtidos nos ensaios de *Lap Shear*, no qual os corpos de prova continham furos realizados nas diferentes combinações de parâmetros de corte, também foram comparados um a um com o valor de tensão de ruptura obtido no ensaio de caracterização da interface utilizando o teste Teste T. A partir desta análise constatou-se que estatisticamente não ocorreu variação significativa entre os resultados obtidos nos ensaios com a presença dos furos e o de caracterização mecânica. Na Tabela 14 são apresentados os resultados desta análise estatística.

Tabela 14: Resultados do Teste T-Student entre as tensões de ruptura obtidas

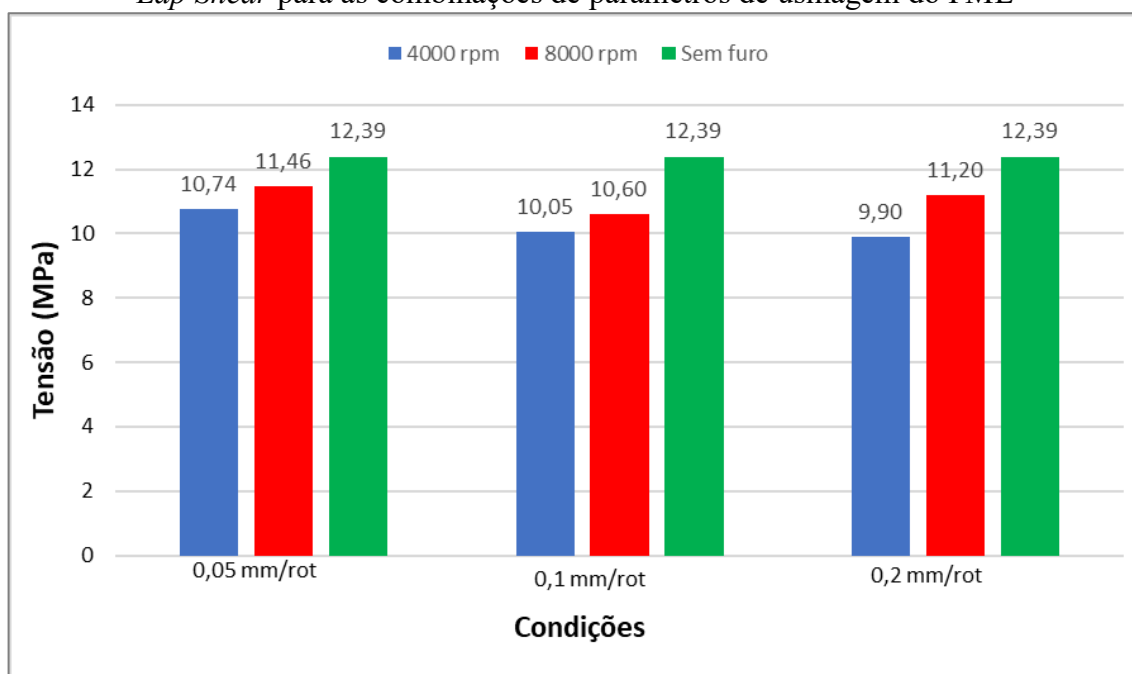
Parâmetros	N	Média (MPa)	StDey	SE Média	P-Value
Sem furo	2	12,39	0,144	0,10	0,180
4000 rpm e $f= 0,05$ mm/rot	2	10,74	0,664	0,47	
Sem furo	2	12,39	0,144	0,10	0,254
4000 rpm e $f= 0,10$ mm/rot	2	10,05	1,39	0,98	
Sem furo	2	12,39	0,144	0,10	0,073
4000 rpm e $f= 0,20$ mm/rot	2	9,86	0,380	0,27	
Sem furo	2	12,39	0,144	0,10	0,084
8000 rpm e $f= 0,05$ mm/rot	2	11,45	0,100	0,071	
Sem furo	2	12,39	0,144	0,10	0,090
8000 rpm e $f= 0,10$ mm/rot	2	10,59	0,329	0,23	
Sem furo	2	12,39	0,144	0,10	0,399
8000 rpm e $f= 0,20$ mm/rot	2	11,20	1,121	0,85	

Fonte: Autoria própria

Apesar da análise estatística demonstrar que não houve variação significativa entre os valores obtidos para os resultados provenientes dos ensaios de *Lap Shear* em função da variação dos parâmetros de corte, fato este que pode ter ocorrido devido a quantidade limitada de corpos de prova (duplicata), graficamente identificou-se que a presença dos furos afeta na tensão de cisalhamento do ensaio de *Lap Shear*, bem como o aumento da rotação do fuso afetou menos na tensão de cisalhamento entre as camadas de alumínio e epóxi. Além disso, também pode-se afirmar que o aumento da força de avanço promove uma diminuição na tensão de cisalhamento.

Na Figura 83 é apresentado o gráfico das tensões de ruptura obtidas nos ensaios de *Lap Shear* para as diferentes combinações de parâmetros de usinagem, comparadas com o valor de cisalhamento obtido no ensaio de caracterização do FML.

Figura 83: Gráficos comparativo das tensões de cisalhamento obtidas a partir do ensaio de *Lap Shear* para as combinações de parâmetros de usinagem do FML



Fonte: Autoria própria

Estes resultados são concordantes com os observados por segundo Pawar et al. (2005), onde aumento da rotação do fuso acarreta a diminuição da força de avanço e torque devido ao aumento na temperatura da zona de corte, o que facilita o processo de corte, e consequentemente diminui a área de delaminação ao redor do furo no FML.

Ainda, de acordo com Pawar et al. (2005), considerando o caso do avanço, tanto a força de avanço quanto o torque apresentam uma relação direta, de modo que o aumento do avanço promove o aumento da força de avanço e do torque, causando maiores zonas de delaminação ao redor do furo no FML, diminuindo a área que suporta a força durante o ensaio.

Portanto, para minimizar a influência nas propriedades do material deve-se empregar altas rotações juntamente com baixos avanços, de modo a garantir que o componente final ao qual será aplicado o processo de furação atenda aos requisitos estruturais e mecânicos previamente definidos.

6 CONCLUSÃO

A partir dos resultados obtidos nos ensaios de ILSS e CST pode-se afirmar que a metodologia sugerida para a produção do FML proporcionou um material com boas propriedades com relação ao cisalhamento interlaminar, sendo comparado até mesmo com materiais da mesma classe nos quais as camadas de alumínio foram submetidas a tratamentos químicos de anodização da superfície. Além disso a adaptação do ensaio de *Lap Shear* para laminados metal fibra demonstrou-se satisfatória, visto que para tal ensaio foi obtido uma tensão de ruptura média de 12,39 MPa, valor este próximo aos valores encontrados na literatura para testes de adesivos de resina epóxi sob tração entre materiais metálicos.

Considerando brocas de metal duro com inserto de diamante, o processo demonstrou-se ineficaz, visto que ocorreram quebras prematuras das brocas bem como a produção de furos com formato elíptico. Contudo tal resultado ocorreu devido as elevadas vibrações do processo resultante do conjunto de fatores como ferramenta/peça e sistema de fixação. A partir dos resultados encontrados foi possível identificar que o aumento do avanço resulta diretamente no aumento da potência consumida, assim como que a vibração não apresentou uma relação direta com o avanço. Além disso, a força de avanço varia à medida que a broca penetra nas diferentes camadas, bem como aumenta significativamente com o aumento do avanço, o que pode promover uma maior região de delaminação ao redor dos furos.

Contudo nos ensaios com as brocas de metal duro com revestimento de TiAlN, identificou-se que o avanço é o principal parâmetro que influencia na qualidade do furo e nos desgastes das ferramentas, sendo que os melhores furos e as brocas com menores desgastes ocorrem para o avanço de 0,05 mm/rot.

No que diz respeito aos valores captados durante a furação com a broca revestida, pode-se concluir que para a potência consumida, todos os fatores foram significativamente influentes nos resultados e que a menor potência ocorreu para a combinação de 4000 rpm e 0,05mm/rot. Considerando a influência da vibração apenas o avanço foi significativo, sendo que os menores valores de vibração ocorreram para o avanço de 0,05mm/rot.

A partir dos resultados referentes ao desvio dimensional entre o FML e o alumínio 7075, conclui-se que houve uma grande dispersão entre os diâmetros, sendo que em sua grande maioria os furos ficaram subdimensionados e que dentre todas as condições testadas apenas uma resultou em furos com diâmetros próximos entre os materiais e superiores ao diâmetro nominal da broca, sendo tal combinação 6000 rpm com avanço de 0,05 mm/rot.

Considerando a influência dos parâmetros na tensão de ruptura no ensaio de *Lap Shear*, pode-se concluir que, apesar da análise estatística demonstrar que a variação dos parâmetros não foi significativa nos resultados, fato este que pode ter ocorrido devido a número limitado de corpo de prova por combinação de parâmetros (duplicata), graficamente observa-se que a medida que a rotação do fuso aumenta e o avanço diminui, maior é a carga suportada pelo material no ensaio mecânico, o que evidencia a diminuição da ocorrência de danos e delaminações ao redor dos furos.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Avaliar a influência dos parâmetros de corte na propriedade de cisalhamento obtida pelo ensaio de *Lap Shear* dos laminados metal-fibra com diferentes tratamentos superficiais da superfície do alumínio;
- Avaliar as propriedades das diferentes configurações de laminados metal-fibra em relação às aplicações com furação.
- Avaliar a influência das diferentes configurações de laminados metal-fibra na qualidade do furos;
- Avaliar a influência dos parâmetros de corte na altura e largura das rebarbas;

REFERÊNCIAS

- ABRATE, S.; WALTON, D. A. Machining of composite materials. Part I: Traditional methods. **Composites Manufacturing**, v. 3, n. 2, p. 75-83, 1992.
- ABREU, C. P. **Caracterização da reatividade das ligas alumínio AA2024-T3 e AA7475-T651 soldadas por fricção (FSW)**. 2016. 159 f. Tese (Doutorado em Tecnologia Nuclear - Materiais) - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, University of São Paulo, São Paulo, 2016. Disponível em: <<http://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/85/85134/tde-27012017-131108/pt-br.php>> Acesso em: 13 set. 2018.
- ALTINTAS, Y.; WECK, M. Chatter stability of metal cutting and grinding. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 53, n. 2, p. 619-642, 2004.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM D2344**: Standard test method for short-beam strength of polymer matrix composite materials and their laminates. West Conshohocken, 2016.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM D5868**: Standard Test Method for Lap Shear Adhesion for Fiber Reinforced Plastic (FRP) Bonding, West Conshohocken, 2014.
- ANDRÉN, H. O. Microstructures of cemented carbides. **Materials & Design**, Surrey, v. 22, n. 6, p. 491-498, 2001.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 12545**: Conceitos da técnica de usinagem - Forças, energia, trabalho e potências - Terminologia. Rio de Janeiro, 1991.
- BAKER, A.; DUTTON, S.; KELLY, D. **Composite materials for aircraft structures**. 2. ed. Virginia: American institute of aeronautics and astronautics Education Series, 2004. 599p.
- BAPTISTA, E. A.; COPPINI, N. L. Maximizando o Lucro: Otimizando Processos de Usinagem com Auxílio de Sistema Especialista. In: ENCONTRO NACIONAL DE ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, 21., INTERNATIONAL CONFERENCE OF INDUSTRIAL ENGINEERING AND OPERATIONS MANAGEMENT, 6., Salvador, 2001. **Proceedings** [...]. Salvador, 2001. p. 225-232.
- BENZERGA, D.; HADDI, A.; LAVIE, A. Delamination model using damage mechanics applied to new composite for orthopaedic use. **International Journal of MaterialEngineering**, v. 4, n. 3, p. 103-113, 2014.
- BOEING (USA). **787 Aircraft Rescue & Firefighting Composite Structure**. 2013. Disponível em: <http://www.boeing.com/assets/pdf/commercial/airports/faqs/787_composite_arff_data.pdf>. Acesso em: 06 set. 2016.
- BORGONJE, B.; YPMA, M. S. Long term behaviour of glare. **Applied Composite Materials**, v. 10, n. 4-5, p. 243-255, 2003.
- BORK, C. A. **Otimização de variáveis de processo para a furação do aço inoxidável austenítico DIN 1.4541**. 1995. 127 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) –

Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1995.

BOTELHO, E. C.; SILVA, R. A.; PARDINI, L. C.; REZENDE, M. C. A Review on the development and properties of continuous fiber/epóxi/aluminum hibrid composites for aircraft strutures. **Materials Research**, vol. 9 n. 3, p. 247-256, 2006.

BRINKSMEIER, E.; JANSSEN, R. Drilling of multi-layer composite materials consisting of carbon fiber reinforced plastics (CFRP), titanium and aluminum alloys. **CIRP Annals**, v. 51, n. 1, p. 87-90, 2002.

CALLISTER JR, W. D; RETHWISCH D. G. **Ciência e engenharia dos materiais: uma introdução**. 8. ed. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora SA (LTC), 2013. 817p.

CAPELLO, E. Workpiece damping and its effect on delamination damage in drilling thin composite laminates. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 148, n. 2, p. 186-195, 2004.

CHEN, B. Y.; TAY, T. E.; BAIZ, P. M.; PINHO, S. T. Numerical analysis of size effects on open-hole tensile composite laminates, **Composites Part A: Applied Science and Manufacturing**, v. 47, p. 52-62, 2013.

CHEN, W.C. Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber-reinforced plastic (CFRP) composite laminates. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 37, n. 8, p. 1097-1108, 1997.

CHITA, R.J.S. **Estudo da delaminação em compósitos**. 2012. 140 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Instituto Superior de Engenharia do Porto, Porto. 2012.

CHUNG, D. D. L. **Composite materials: science and applications**. 2 ed. London: Springer-Verlag London, 2010. 349p.

SILVA, L. F. M.; RODRIGUES, T. N. S. S.; FIGUEIREDO, M. A. V.; MOURA, M. F. S. F.; CHOUSAL, J. A. G. Effect of adhesive type and thickness on the lap shear strength. **The journal of adhesion**, v. 82, n. 11, p. 1091-1115, 2006.

SILVA, R. H. L; BOMBONATO, S. G; LUSTOSA, A. A; SOUTO, U. B; SILVA, M. B. Análise do desgaste de ferramentas via emissão acústica na usinagem de um aço inoxidável. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 5., 2009 Belo Horizonte. **Anais [...]** Belo Horizonte, 2009. 1 CD-ROM.

SILVA, R. H. L; DA SILVA, M. B; DUARTE, M. A. V; COSTA, G. M; BORGES, A. S. Aplicação de rede neural artificial para monitoramento do desgaste de ferramentas utilizando sinal de emissão acústica e potência de corte. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 6., 2011, Caxias do Sul. **Proceedings [...]** Caxias do Sul, 2011. Disponível em: <<http://www.abcm.org.br/anais/cobef/2011/media/trabalhos/COF11-0040.pdf>> Acesso em: 20 ago. 2018.

DAMATO, C. A. **Efeito do condicionamento ambiental nas propriedades de cisalhamento e viscoelásticas de compósitos híbridos metal-fibra**. 2010. 143f. Dissertação (Mestrado em

Engenharia Mecânica) - Universidade Estadual Paulista (Unesp), Faculdade de Engenharia. Guaratinguetá. 2010.

DAVID MÜZEL, S. **Estudo da usinagem dos compósitos plástico madeira e madeira plástica**. 2017. 159 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) –Universidade Estadual Paulista (Unesp), Faculdade de Engenharia, Guaratinguetá, 2017.

DAVIM, J. P. (Ed.). **Machining: fundamentals and recent advances**. 1.ed. London: Springer-Verlag London, 2008. 362p.

DAVIM, J. P.; REIS, P. Study of delamination in drilling carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using design experiments. **Composite structures**, Oxford, v. 59, n. 4, p. 481-487, 2003.

DAVIM, J. P.; REIS, P.; ANTONIO, C. C. Experimental study of drilling glass fiber reinforced plastics (GFRP) manufactured by hand lay-up. **Composites Science and Technology**, Barking v. 64, n. 2, p. 289-297, 2004.

DAVIM, J. P.; RUBIO, J. C.; ABRÃO, A. M. A novel approach based on digital image analysis to evaluate the delamination factor after drilling composite laminates. **Composites Science and Technology**, Barking, v. 67, n. 9, p. 1939–1945, 2007.

DEROSE, J. A.; SUTER, T.; BAŁKOWIEC, A.; MICHALSKI, J.; KURZYDŁOWSKIB, K. J.; SCHMUTZ, P. Localised corrosion initiation and microstructural characterisation of an Al 2024 alloy with a higher Cu to Mg ratio. **Corrosion Science**, Oxford, v. 55, p. 313-325, 2012.

DIAS, R. C. C. **Microescultura por laser de superfícies metálicas para manufatura de laminados híbridos metal/fibra**. 2013. 117 f. Dissertação (Mestrado em Ciência e Engenharia de Materiais) - Universidade de São Paulo. São Carlos. 2013.

DINIZ, A. E; MARCONDES, F. C; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 8 ed. São Paulo: Art Liber, 2013. 272p.

DOWNEY, J; RAGHAVENDRA, R. Comparison and analysis of audible sound energy emissions during single point machining of HSTS with PVD TiCN cutter insert across full tool life. **Wear**, Lausanne, v. 313, n. 1, p. 53-62, 2014.

EBERHARDT, G. G. **Avaliação da usinabilidade e qualidade dos furos na usinagem de compósitos à base de resina epóxi com carga de pó de ferro**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2009.

FARAZ, A.; BIERMANN, D.; WEINERT, K. Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 49, n. 15, p. 1185-1196, 2009.

FEDERAL AVIATION ADMINISTRATION. **Aviation Maintenance Technician Handbook: Airframe**. 1. ed. Washington: Aviation Supplies and Academics Inc., 2012. 592p.

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. 12. ed. São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 2006. 751p.

FROELICH, K. J.; FITZPATRICK, C. M. Lap shear strength of selected adhesives (epoxy, varnish, B-stage glass cloth) in liquid nitrogen and at room temperature. **Oak Ridge National Lab.**, 1976.

GAITONDE, V. N; KARNIK, S. R; CAMPOS RUBIO, J; CORREIA, A. E; ABRÃO, A. M.; DAVIM, J. P. Analysis of parametric influence on delamination in high-speed drilling of carbon fiber reinforced plastic composites. **Journal of materials processing technology**, Amsterdam, v. 203, n. 1-3, p. 431-438, 2008.

GAITONDE, V. N; KARNIK, S. R; CAMPOS RUBIO, J; CORREIA, A. E; DAVIM, J. P. Surface roughness analysis in high-speed drilling of unreinforced and reinforced polyamides. **Journal of Composite Materials**, Lancaster, n 46, p. 2659, 2012.

GAY, D.; HOA, S. V.; TSAI, S. W. **Composite materials: design and applications**. 1. ed. Boca Raton: CRC press, 2003, 523p.

GIASIN, K.; AYVAR-SOBERANIS, S. An investigation of burrs, chip formation, hole size, circularity and delamination during drilling operation of GLARE using ANOVA. **Composite Structures**, Oxford, v. 159, p. 745-760, 2017.

GIASIN, K.; AYVAR-SOBERANIS, S.; HODZIC, A. An experimental study on drilling of unidirectional GLARE fibre metal laminates, **Composite Structures**, Oxford, v. 133, p. 794-808, 2015.

GIROT, F.; DAU, F.; GUTIÉRREZ-ORRANTIA, M^a E. New analytical model for delamination of CFRP during drilling. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 240, p. 332-343, 2017.

GUTIÉRREZ, J.C.H.; RUBIO, J.C.C.; FARIA, P. E. E DAVIM, J.P. Usinabilidade de materiais compósitos poliméricos para aplicações automotivas. **Polímeros**, São Carlos, v. 24, n. 6, p. 711-719, 2014.

HAGENBEEK, M. **Characterisation of fibre metal laminates under thermomechanical loadings**. 2005. 204 f. Tese (Doutorado em Materiais e Estruturas Aeronáuticas) – Universidade de Delft. Delft, Holanda. 2005.

HOCHENG, H.; TSAO, C. C. The path towards delamination-free drilling of composite materials. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 167, n. 2-3, p. 251-264, 2005.

ISMAIL, S. O., DHAKA, H. N. L.; POPOV, I.; BEAUGRAND, J. Comprehensive study on machinability of sustainable and conventional fibre reinforced polymer composites. **Engineering Science and Technology, an International Journal**, v. 19, n. 4, p. 2043-2052, 2016.

KAHRAMAN, R.; SUNAR, M.; YILBAS, B. Influence of adhesive thickness and filler content on the mechanical performance of aluminum single-lap joints bonded with aluminum powder filled epoxy adhesive. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 205, n. 1-3, p. 183-189, 2008.

KALPAKJIAN, S; SCHMID, S. **Manufacturing, Engineering and Technology**. 6. ed. New Jersey: Prentice Hall, 2009. 1200p.

KARIMI, N. Z.; HEIDARY, H.; FOTOUHI, M.; MINAK, G. Experimental analysis of GFRP laminates subjected to compression after drilling. **Composite Structures**, Oxford, v. 169, p. 144-152, 2017.

KARIMI, N. Z.; MINAK, G.; KIANFAR, P. Analysis of damage mechanisms in drilling of composite materials by acoustic emission. **Composite Structures**, Oxford, v. 131, p. 107-114, 2015.

KAW, A. K. **Mechanics of composite materials**. 2 ed. United States of America: CRC Press, 2005. 473p.

KAWAI, M.; MORISHITA, M.; TOMURA, S.; TAKAMIDA, K. Inelastic behavior and strength of fiber-metal hybrid composite: GLARE. **International Journal of Mechanical Sciences**, Elmsford, v. 40, n. 2-3, p. 183-198, 1998.

KHASHABA, U. A. Drilling of polymer matrix composites: a review. **Journal of Composite Materials**, Lancaster, v. 47, n. 15, p. 1817-1832, 2013.

KHASHABA, U. A.; EL-SONBATY, I. A.; SELMY, A.I.; MEGAHED, A., A. Machinability analysis in drilling woven GFR/epoxy composites: Part II–Effect of drill wear. **Composites Part A: Applied Science and Manufacturing**, Kidlington, v. 41, n. 9, p. 1130-1137, 2010.

KILICKAP, E. Optimization of cutting parameters on delamination based on Taguchi method during drilling of GFRP composite. **Expert Systems with Applications**, New York, v. 37, n. 8, p. 6116-6122, 2010.

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1 – Cutting**. 1^a ed. Germany: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011. 506p.

KRISHNAMOORTHY, A.; LILLY MERCY, J.; VINEETH, K. S. M.; SALUGU, M. K. Delamination analysis of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) composite plates by thermographic technique. **Materials Today**, Kidlington, v. 2, n. 4-5, p. 3132-3139, 2015.

KUO, C. L.; SOO, S. L.; ASPINWALL, D. K.; CARR, C.; BRADLEY, S.; M'SAOUBI, R.; LEAHY, W. Development of single step drilling technology for multilayer metallic-composite stacks using uncoated and PVD coated carbide tools. **Journal of Manufacturing Processes**, Dearborn, v. 31, p. 286-300, 2018.

KUO, C.; LI, Z.; WANG, C. Multi-objective optimisation in vibration-assisted drilling of CFRP/Al stacks. **Composite Structures**, Oxford, v. 173, p. 196-209, 2017.

LAURO, C.H.; BRANDÃO, L.C; BALDO, D; REIS, R.A; DAVIM, J.P. Monitoring and processing signal applied in machining processes: A review. **Measurement**, Amsterdam, v. 58, p. 73-86, 2014.

LEVY NETO, F; PARDINI, L. C. **Compósitos estruturais: ciência e tecnologia**. 1. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2006. 336p.

LI, J. CHENG, J.; CHEN, P.; CHEN, W.; WEI, C. Fabrication of WC-Co cemented carbides with gradient distribution of WC grain size and Co composition by lamination pressing and microwave sintering. **Ceramics International**, Oxford, v. 44, n. 10, p. 11225-11232, 2018.

LISSEK, F.; TEGAS, J.; KAUFELD, M. Damage quantification for the machining of CFRP: An introduction about characteristic values considering shape and orientation of drilling-induced delamination. **Procedia Engineering**, v. 149, p. 2-16, 2016.

LIU, D.; TANG, Y.; CONG, W. L. A review of mechanical drilling for composite laminates, **Composite Structures**, Oxford, v. 94, n. 4, p. 1265-1279, 2012.

MACHADO, A. R; ABRÃO, A. M; COELHO, R.T; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. 1. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2009. 371p.

MALLICK, P. K. (Ed.). **Composites engineering handbook**. United States of America: CRC Press, 1997. 1292p.

MARQUES, A. T; DURÃO, L. M; MAGALHÃES, A. G; SILVA, J. F; TAVARES, J. M. R. Delamination analysis of carbon fibre reinforced laminates: evaluation of a special step drill. **Composites Science and Technology**, Barking, v. 69, n. 14, p. 2376-2382, 2009.

MAZUMDAR, S. K. **Composite manufacturing: Materials, Product and Process Engineering**, Ed, CRC Press, 2002. 396p.

MITSUBISHI MATERIALS. **Cutting Tool Materials**. 2018. Disponível http://www.mitsubishicarbide.com/en/technical_information/tec_other_data/tec_other_data_top/tec_other_data_technical/tec_cutting_tool_materials. Acesso em: 31 jul. 2018.

MOHAN, N. S.; KULKARNI, S. M.; RAMACHANDRA, A. Delamination analysis in drilling process of glass fiber reinforced plastic (GFRP) composite materials. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 186, n. 1-3, p. 265-271, 2007.

MOURA, M. F. S. F; MORAIS, A. B; MAGALHÃES, A. G. **Materiais compósitos: materiais, fabrico e comportamento mecânico**. 2. ed. Porto: Publindústria, 2005. 369p.

NAGARAJAN, V. A.; SELWIN RAJADURAI, J.; ANNIL KUMAR, T. A digital image analysis to evaluate delamination factor for wind turbine composite laminate blade. **Composites Part B: Engineering**, v. 43, n. 8, p. 3153–3159, 2012.

NETO, F. L.; PARDINI, L. C. **Compósitos Estruturais – Ciência e Tecnologia**. 1. ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2006. 313p.

O'BRIEN, T. K. Interlaminar fracture toughness: the long and winding road to standardization. **Composites Part B: Engineering**, v. 29, n. 1, p. 57-62, 1998.

OSG. HY-PRO CARB MD-3D. Disponível em: http://www.osgtool.com/_branding/books/8002018CA/html5/index.html?&locale=ENG&pn=179>. Acesso em: 10 set. 2018.

PARDINI, L. C. Preformas para compósitos estruturais. **Polímeros**, São Carlos, v. 10, n. 2, p. 100-109, 2000.

PARK, S. Y.; CHOI, W. J.; CHOI, H. S.; KWON, H. Effects of surface pre-treatment and void content on GLARE laminate process characteristics. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 210, n. 8, p. 1008-1016, 2010.

PAWAR, O. A.; GAIKHE, Y. S.; TEWARI, A.; SUNDARAM, R.; JOSHI, S. S. Analysis of hole quality in drilling GLARE fiber metal laminates. **Composite Structures**, Oxford, v. 123, p. 350-365, 2015.

PETERS, S. T. (Ed.). **Handbook of composites**. 2 ed. New York: Springer US, 1998. 1118p.

QUINTANA, G; CIURANA, J. Chatter in machining processes: A review. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 51, n. 5, p. 363-376, 2011.

RAWAT, S.; ATTIA, H. Wear mechanisms and tool life management of WC–Co drills during dry high speed drilling of woven carbon fibre composites. **Wear**, Lausanne, v. 267, n. 5-8, p. 1022-1030, 2009.

REZENDE, M. C; COSTA, M. L.; BOTELHO, E. C. **Compósitos estruturais: tecnologia e prática**. 1. ed. São Paulo: Artliber, 2011. 396p.

RUBIO, J. C.; ABRAO, A. M.; FARIA, P. E.; CORREIA, A. E.; DAVIM, J. P. Effects of high speed in the drilling of glass fibre reinforced plastic: evaluation of the delamination factor. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 48, n. 6, p. 715-720, 2008.

SANTIAGO, R. C. **Desempenho ao impacto de laminados fibra-metal utilizando reforços termoplásticos**. 2014. 246 f. Tese (Doutorado em Engenharia), Universidade de São Paulo. São Paulo, 2014.

SANTOS, R. G. **Desenvolvimento de um método para comparar os limites de estabilidade dinâmica em máquinas-ferramentas utilizando o diagrama de lóbulos**. 2011. 137 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Produção). Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011.

SANTOS, S. C.; SALES, W. F. **Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais**. 1. ed. São Paulo: Artliber, 2007. 246p

SAUDER, C.; LAMON, J.; PAILLER, R. The tensile behavior of carbon fibers at high temperatures up to 2400 C. **Carbon**, Elmsford, v. 42, n. 4, p. 715-725, 2004.

SCHULZE, V.; BECKE, C.; WEIDENMANN, K.; DIETRICH, S. Machining strategies for hole making in composites with minimal workpiece damage by directing the process forces inwards. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 211, n. 3, p. 329-338, 2011.

SECO TOOLS. SD203A-4.83-20-6R1-CX2. Disponível em: <https://www.secotools.com/#article/p_02827932>. Acesso em: 01 ago. 2018.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. 2. ed. Oxford: Oxford University Press, Inc, 2005. 651p.

SHYHA, I. S.; SOO, S. L.; ASPINWALL, D. K.; BRADLEY, S.; PERRY, R.; HARDEN, P.; DAWSON, S. Hole quality assessment following drilling of metallic-composite stacks. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 51, n. 7-8, p. 569-578, 2011.

SIDDHPURA, M; PAUROBALLY, R. A review of chatter vibration research in turning. **International Journal of Machine Tools and manufacture**, Oxford, v. 61, p. 27-47, 2012.

SINGHA, M.; SINGHA, K. Applications of textiles in marine products. **Marine Science**, v. 2, n. 6, p. 110-119, 2012.

SINKE, J. Manufacturing of GLARE parts and structures. **Applied Composite Materials**, v. 10, n. 4-5, p. 293-305, 2003.

SINMAZÇELIK, T; AVCU, E; BORA, M. Ö; ÇOBAN, O. A review: Fibre metal laminates, background, bonding types and applied test methods. **Materials & Design**, Surrey, v. 32, n.7, p.3671-3685, 2011.

SMITH, F. W. **Princípios de ciências e engenharia dos materiais**. 3. ed. Lisboa: Mc Graw-Hill, 1998. 896p.

SOUZA, A J. **Fundamento da usinagem dos materiais: processo de fresamento usinagem**. Rio Grande do Sul: UFRS, 2011. 89 p. Apostila.

STAAB, G. H. **Laminar composites**. 2. ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2015. 466p.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte II**. 2. ed. Florianópolis: editora da UFSC, 1995. 314 p.

STEPHENSON, D. A; AGAPIOU, J. S. **Metal cutting: Theory and Practice**. 2 ed. Florida: CRC Press. 2006. 846p.

STOETERAU, R. L. **Processos de usinagem: fabricação por remoção de material**. Santa Catarina: UFSC, 2004. 180p. Apostila. Disponível em: <<https://solidboxprojectss.files.wordpress.com/2013/01/usinagem-apostila-toda-ilustrada-ufsc.pdf>>. Acesso em: 12 julho 2018.

TARPANI, J. R; GATTI, M. C. A. Tenacidade à fratura translaminar dinâmica de um laminado híbrido metal-fibra para uso em elevadas temperaturas. **Polímeros**, São Carlos, v. 20, n. 4, p. 246-252, 2010.

TAVARES, C. M. M. **Influência da força de aperto na minimização do dano em furação a alta velocidade em materiais compósitos**. 2013. 82 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Nova de Lisboa, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Almada, 2013.

TETI, R. Machining of composite materials. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 51, n. 2, p. 611-634, 2002.

THOPPUL, S. D.; FINEGAN, J.; GIBSON, R. F. Mechanics of mechanically fastened joints in polymer–matrix composite structures—a review. **Composites Science and Technology**, Barking, v. 69, n. 3-4, p. 301-329, 2009.

TIAN, W.; HU, J.; LIAO, W.; BU, Y.; ZHANG, L. Formation of interlayer gap and control of interlayer burr in dry drilling of stacked aluminum alloy plates. **Chinese Journal of Aeronautics**, v. 29, n. 1, p. 283-291, 2016.

TRENT, E.M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**, 4. ed., Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000. 464p.

TSAO, C. C. Drilling process for composites. In: HOCHENG, H. **Machining technology for composite materials: Principles and practice**. 1. ed. Cambridge: Woodhead publishing limited, 2012. Cap. 2, p. 17-64.

TSAO, C. C.; HOCHENG, H. Computerized tomography and C-Scan for measuring delamination in the drilling of composite materials using various drills. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 45, n. 11, p. 1282-1287, 2005.B

TSAO, C. C.; HOCHENG, H. Effects of exit back-up on delamination in drilling composite materials using a saw drill and a core drill. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 45, n. 11, p. 1261-1270, 2005.

TSAO, C. C.; KUO, K. L.; HSU, I. C. Evaluation of a novel approach to a delamination factor after drilling composite laminates using a core-saw drill. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, London, v. 59, n. 5-8, p. 617-622, 2012.

TSAO, C. C.; HOCHENG, H. The effect of chisel length and associated pilot hole on delamination when drilling composite materials. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Oxford, v. 43, n. 11, p. 1087-1092, 2003.A

TYCZYŃSKI, P.; LEMAŃCZYK, J.; OSTROWSKI, R.; ŚLIWA, R. E. Drilling of CFRP, GFRP, glare type composites. **Aircraft Engineering and Aerospace Technology**, London, v. 86, n. 4, p. 312-322, 2014.

VALENTE, P. A. L. **Juntas mecânicas em material compósito**. 2012. 148 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, Lisboa, 2012.

VELO, I. L.; GOTOR, F. J.; ALCALÁ, M. D.; REAL, C.; CÓRDOBA, J. M. Fabrication and characterization of WC-HEA cemented carbide based on the CoCrFeNiMn high entropy alloy. **Journal of Alloys and Compounds**, Lausanne, v. 746, p. 1-8, 2018.

VINSON, J., R.; SIERAKOWSKI, R., L. **The behavior of structures composed of composite materials**. New York: Springer Publishing, 2008. 442p.

VLOT, A. **Glare: history of the development of a new aircraft material**. 1. ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 2001. 222p.

VLOT, A.; GUNNINK, J. W. (Ed.). **Fibre metal laminates: an introduction**. 1. ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 2001. 527p.

VLOT, A.; VOGELANG, L. B.; DE VRIES, T. J. Towards application of fibre metal laminates in large aircraft. **Aircraft Engineering and Aerospace Technology**, London, v. 71, n. 6, p. 558-570, 1999.

VOGELESANG, L., B.; VLOT, A. Development of fibre metal laminates for advanced aerospace structures. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 103, n. 1, p. 1-5, 2000.

WU, G.; YANG, J. M. The mechanical behavior of GLARE laminates for aircraft structures. **The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society**, Warrendale, v. 57, n. 1, p. 72-79, 2005.

YOUNG, J. B.; LANDRY, J. G. N.; CAVOULACOS, V. N. Crack growth and residual strength characteristics of two grades of glass-reinforced aluminium 'Glare'. **Composite structures**, Oxford, v. 27, n. 4, p. 457-469, 1994.

YUDHANTO, A.; IWAHORI, Y.; WATANABE, N.; HOSHI, H. Open hole fatigue characteristics and damage growth of stitched plain weave carbon/epoxy laminates, **International Journal of Fatigue**, Guildford, v. 43, p. 12-22, 2012.