Este trabalho apresenta um estudo do atrito em três ferramentas com revestimentos diferentes, empregando o método analítico de linhas de cisalhamento máximo monitorando-se somente o raio de curvatura e a espessura do cavaco obtidos experimentalmente. Foram utilizadas ferramentas de usinagem com contato restrito, que tiveram alguns dos parâmetros geométricos medidos. Foram realizados ensaios em processo de torneamento ortogonal de material AISI 1045 com medição de força, espessura e raio de curvatura do cavaco, variando os parâmetros velocidade de corte, avanço e o revestimento das ferramentas. Foram calculados analiticamente a espessura do cavaco e o seu raio de curvatura utilizando um método de minimização de erro através do método de linhas de cisalhamento máximo. Então obteve-se: $P_a/k \in \tau/k$ e foram calculadas as forças de corte e força de avanço normalizadas em razão da tensão limite de cisalhamento do material e obtido o coeficiente de atrito para cada um dos três revestimentos utilizados. O valor obtido analiticamente foi comparado com os valores de atrito calculados através das forças obtidas experimentalmente.

ANO 2019 DE CISALHAMENTO MÁXIMO CONTATO RESTRITO EMPREGANDO O MÉTODO ANALÍTICO DO CAMPO DE LINHAS MARCIO ROBERTO NENEVÊ | UM ESTUDO DE ATRITO EM FERRAMENTAS DE



UNIVERSIDADE DO ESTADO DE SANTA CATARINA – UDESC CENTRO DE CIÊNCIAS TECNOLÓGICAS - CCT PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

UM ESTUDO DE ATRITO EM FERRAMENTAS DE CONTATO RESTRITO EMPREGANDO O MÉTODO ANALÍTICO DO CAMPO DE LINHAS DE CISALHAMENTO MÁXIMO

MARCIO ROBERTO NENEVÊ

Joinville, 2019

Joinville, 2019

MARCIO ROBERTO NENEVÊ

UM ESTUDO DO ATRITO EM FERRAMENTAS DE CONTATO RESTRITO EMPREGANDO O MÉTODO ANALÍTICO DO CAMPO DE LINHAS DE CISALHAMENTO MÁXIMO

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-graduacão em Engenharia Mecânica, na Universidade do Estado de Santa Catarina, como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Joel Martins Crichigno Filho

Joinville, SC 2019

Ficha catalográfica elaborada pelo programa de geração automática da Biblioteca Setorial do CCT/UDESC,

com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

Nenevê, Marcio Roberto UM ESTUDO DO ATRITO EM FERRAMENTAS DE CONTATO RESTRITO EMPREGANDO O MÉTODO ANALÍTICO DO CAMPO DE LINHAS DE CISALHAMENTO MÁXIMO / Marcio Roberto Nenevê. -- 2019. 112 p.

Orientador: Joel Martins Crichigno Filho Dissertação (mestrado) -- Universidade do Estado de Santa Catarina, Centro de Ciências Tecnológicas, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Joinville, 2019.

1. Ferramentas de contato restrito. 2. Atrito. 3. Linhas de cisalhamento máximo. I. Crichigno Filho, Joel Martins. II. Universidade do Estado de Santa Catarina, Centro de Ciências Tecnológicas, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Um Estudo do Atrito em Ferramentas de Contato Restrito Empregando o Método Analítico do Campo de Linhas de Cisalhamento Máximo

por

Marcio Roberto Nenevê

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de

MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

Área de concentração em "Modelagem e Simulação Numérica" e aprovada em sua forma final pelo

CURSO DE MESTRADO ACADÊMICO EM ENGENHARIA MECÂNICA DO CENTRO DE CIÊNCIAS TECNOLÓGICAS DA UNIVERSIDADE DO ESTADO DE SANTA CATARINA.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Joel Martins Crichigno Filho CCT/UDESC (Orientador/Presidente)

Prof. Dr. José Divo Bressan CCT/UDESC

Prof. Dr. Gil Magno Portal Chagas IFSC

Joinville, SC, 18 de setembro de 2019.

AGRADECIMENTOS

Ao professor Dr. Joel Martins Crichigno Filho que não mediu esforços para que fosse possível a conclusão deste estudo e sem a sua ajuda não seria possível.

A Universidade do Estado de Santa Catarina por me propiciar a oportunidade de realização do curso de mestrado em Engenharia Mecânica.

A Universidade da Região de Joinville por apoiar o desenvolvimento deste trabalho.

Ao técnico em laboratório Charles Costa pelo apoio nas medições realizadas no laboratório da UDESC.

À Deus por me permitir trilhar mais uma etapa da vida com saúde.

À minha esposa Solange por toda sua ajuda, compreensão e apoio.

À minha filha Letícia e a minha esposa Solange por serem a razão da busca do aperfeiçoamento e minha fonte de inspiração.

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo do atrito em três ferramentas com revestimentos diferentes: TiN-TiCN-Al203-TiN, TiN-TiCN-Al203-ZrCN e TiN-TiCN- Al_2O_3 , empregando o método analítico de linhas de cisalhamento máximo monitorando-se somente o raio de curvatura e a espessura do cavaco obtidos experimentalmente. Foram utilizadas ferramentas de usinagem com contato restrito, que tiveram alguns dos parâmetros geométricos, como: comprimento de contato restrito da ferramenta; ângulo de saída primário da ferramenta; comprimento do quebra cavaco; e altura do quebra cavaco medidos. Foram realizados ensaios em processo de torneamento ortogonal de material AISI 1045 com medição de força, espessura e raio de curvatura do cavaco, variando os parâmetros velocidade de corte, avanço e o revestimento das ferramentas. Após as medições experimentais foram calculados analiticamente a espessura do cavaco e o seu raio de curvatura em função de valores da pressão hidrostática no ponto A em razão da tensão limite de cisalhamento do material, P_a/k , e da tensão de cisalhamento por atrito na face da ferramenta em razão da tensão limite de cisalhamento do material, τ/k , utilizando um método de minimização de erro através do método de linhas de cisalhamento máximo. Com os resultados da espessura do cavaco e raio de curvatura obtidos experimentalmente obteve-se: $P_a/k \in \tau/k$ para cada um dos parâmetros ensaiados e com estes valores foram calculadas as forças de corte e força de avanço normalizadas em razão da tensão limite de cisalhamento do material e a partir destas forças foi calculado o coeficiente de atrito para cada um dos três revestimentos utilizados. O valor obtido analiticamente foi comparado com os valores de atrito calculados através das forças obtidas experimentalmente obtendo-se resultados próximos e o revestimento TiN-TiCN-Al₂O₃-ZrCN resultou nos maiores valores de coeficiente de atrito.

Palavras-chave: Ferramentas de contato restrito, Atrito, Linhas de cisalhamento máximo.

ABSTRACT

This dissertation presents a friction study in three different coated tools: TiN-TiCN- Al_2O_3 -TiN, TiN-TiCN- Al_2O_3 -ZrCN and TiN-TiCN- Al_2O_3 , using sliplines analytical method by monitoring only the experimentally obtained radius of curvature and chip thickness. Restricted contact machining tools were used, which had some geometrical parameters, such as: tool restricted contact length; tool primary rake angle; groove width; and backwall height sized. Tests were performed in the orthogonal turning process of AISI 1045 material with measurement of forces, thickness and radius of curvature of chip, varying the parameters: cutting speed, undeformed chip thickness and tool coating. After the experimental measurements, the chip thickness and its radius of curvature were analytically calculated as a function of the hydrostatic pressure values at point A due to the material shear yield stress, P_a/k , and the frictional shear stress values on the tool face due to the material shear yield stress, τ/k , using sliplines with an error minimization method. From the results of the experimentally chip thickness and radius of curvature applied at sliplines obtained: P_a/k and τ/k for each of the tested parameters and from these values the normalized shear forces and forward force as a ratio of the material shear yield stress were calculated and from these forces the coefficient of friction was calculated for each of the three coatings tested. The value analytically obtained was compared with the friction values calculated through the experimentally obtained forces, obtaining close results and TiN-TiCN-Al₂O₃-ZrCN coating resulted in the highest friction coefficient values..

Keywords: Restricted contact tools, Friction, Sliplines.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Esquema ilustrativo do torneamento19
Figura 2 - Marcas naturais na superfície de uma peça obtida por alongamento21
Figura 3 - Construção das linhas de cisalhamento máximo(a) e grade das linhas de cisalhamento máximo
Figura 4 - Ilustração simplificada da teoria das linhas de cisalhamento máximo23
Figura 5 - Possibilidades de formação de cavaco para α = 5º e m = 0,9. a) Lee e Shaffer, b) Kudo e c) Dewurhst25
Figura 6 - Identificação das tensões $\sigma 1$ e $\sigma 2$ e das linhas α e β 27
Figura 7 - Círculo de Mohr28
Figura 8 - (a) Um campo de Slip-line field e (b) os diagramas de equilíbrio de corpo- livre em torno do ponto O
Figura 9 - Estado geral de tensão na região de escoamento plástico dentro do sólido. Angulo ϕ é a direção de cisalhamento máximo, linha α
Figura 10 - Volume elementar do sólido em equilíbrio estático
Figura 11 - (a) Redes que satisfazem o equilíbrio da força interna e (b) as slip-lines que atendem a um limite de atrito
Figura 12 - (a) Um campo de linhas de cisalhamento máximo da Figura 8 e (b) um diagrama possível de velocidade associado35
Figura 13 - (a) Um campo de linhas de cisalhamento máximo da Figura 4 e (b) um diagrama possível de velocidade associado
Figura 14 - Representação do modelo universal estendido para usinagem com ferramentas de contato restrito de Fang e Jawahir (2002)
Figura 15 - Construção das linhas de cisalhamento máximo40
Figura 16 - Coordenadas de Mikhlin42

Figura 17 - Fluxograma computacional representativo do modelo de Fang e Jawahir (2002)44
Figura 18 - Geometria da ferramenta e parâmetros relacionados47
Figura 19 - Estrutura básica da nova metodologia para prever o atrito na interface ferramenta-cavaco
Figura 20 - Previsão para $Ru/t1$ e $t2/t1$
Figura 21 - Metodologia para prever o estado das tensões (Dados: $t2/t1 = 1,65$, $Ru/t1 = 7,5$)
Figura 22 - Componentes básicos do atrito de deslizamento55
Figura 23 - (a) Modelo de forças de cisalhamento do fabricante na zona de formação de cavacos, e (b) Modelo de distribuição de tensão de contato de Zorev57
Figura 24 - Distribuição de tensão de cisalhamento em ferramenta de contato natural (a). e natura e restrito (b)61
Figura 25 – Fluxograma das etapas adotadas para obtenção dos resultados de coeficiente de atrito
Figura 26 - Parâmetros geométricos da ferramenta com contato restrito
Figura 27 - Corpo de prova usinado para ensaios iniciais67
Figura 28 - Bancada de ensaios para medição dos componentes de Força no torneamento
Figura 29 - Posicionamento do dinamômetro em relação ao corpo de provas68
Figura 30 - Região de contato cavaco-ferramenta69
Figura 31 - Posicionamento do dinamômetro em relação ao corpo de provas69
Figura 32 - Ferramenta montada para realização dos ensaios70
Figura 33 - Equipamento utilizado para medição dos cavacos70
Figura 34 – Fluxograma para obtenção dos valores de expessura e raio de curvatura do cavaco, ambos em função do valor do avanço71

Figura 35 - Resultados de R_u/t_1 em função de	de P_a/k e τ/k 73
Figura 36 - Resultados dede t_2/t_1 em função	de P _a /k e τ/k74
Figura 37 – Fluxograma com as etapas para o	obtenção de Ρ_a/k e τ/k para os ensaios
realizados	76
Figura 38 – Coeficientes de atrito para avanço	0,24 mm / rev85
Figura 39 – Efeito do contato restrito no atrito	da face da ferramenta86
Figura 40 – Coeficientes de atrito para avanço	0,20 mm / rev87

LISTA DE TABELAS

LISTA DE SÍMBOLOS

a_p	Profundidade de corte	[mm]
f	Avanço [[mm/rev]
F _c	Força de corte	[N]
F_f	Força de avanço	[N]
$F_{ar{x}}$	Força na direção x	[N]
$F_{ar{y}}$	Força na direção y	[N]
F'_x	Força na direção x transmitido através das linhas de cisalhamento	• [N]
F'_y	Força na direção y transmitido através das linhas de cisalhamento	o [N]
h	Comprimento de contato restrito da ferramenta	[mm]
k	Tensão limite de cisalhamento do material	[Pa]
Μ'	Momento transmitido nas linhas de cisalhamento	[N.m]
т	Fator de atrito	[—]
p	Pressão hidrostática	[<i>Pa</i>]
Pa	Pressão hidrostática no ponto A, na superfície livre.	[<i>Pa</i>]
R_u	Raio de curvatura do cavaco	[mm]
t_1	Espessura do cavaco indeformado(avanço)	[mm]
t_2	Espessura do cavaco	[mm]
v_c	velocidade de corte	[m/min]
$ar{x}$, $ar{y}$	Coordenadas de Mikhlin	[m]
x, y,z	Coordenadas cartesianas	[m]

Letras Gregas

α	Linha de cisalhamento na direção principal	[-]
β	Linha de cisalhamento perpendicular a α	[-]
ρ	Raio de curvatura da linha de cisalhamento máximo	[-]
σ_1	Tensão principal 1	[Pa]
σ_2	Tensão principal 2	[<i>Pa</i>]
σ_3	Tensão principal 3	[<i>Pa</i>]
$ au_{xy}$	Tensão de cisalhamento na direção xy	[<i>Pa</i>]
τ	Tensão de cisalhamento na face da ferramenta	[<i>Pa</i>]

μ	Coeficiente de atrito	[-]
μ_a	Atrito de adesão	[—]
μ_d	Atrito de deformação	[-]
μ_p	Atrito de Sulcamento	[-]
ω	Velocidade angular de rotação do cavaco	$\left[\frac{rad}{s}\right]$
γ_0	Ângulo de saída da ferramenta	[°]
ΔT	Incremento de temperatura gerado pelo atrito	[°]
λ	Taxa de compressão do cavaco	[-]
η_g , η_1 , η_2	, ψ Ângulos das linhas de cisalhamento máximo	[rad]
ϕ	Ângulo de inclinação da linha de cisalhamento máximo	[rad]
ζ	Ângulo no qual a linha α intercepta o plano de atrito	[rad]

Siglas

Al_2O_3	Óxido de Alumínio
CPS	Sistemas Cyber-Físicos
FEM	Método dos elementos finitos
CLCM	Campo de linhas de cisalhamento máximo
TiCN	Carbonitreto de Titânio
TiN	Nitreto de Titânio
ZrCN	Carbonitreto de Zircônio

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	.14
1.1	JUSTIFICATIVAS	.17
1.2	HIPÓTESE	.17
1.3	OBJETIVOS	.17
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	.19
2.1	TORNEAMENTO	.19
2.2	MÉTODO DAS LINHAS DE CISALHAMENTO MÁXIMO	.20
2.2.1	Slip-Line Fields em usinagem	.24
2.2.2	Relações de tensão em S <i>lip-Line Field</i>	.27
2.2.3	Relações de velocidades em um campo de linhas de cisalhame	nto
máxiı	mo	.34
2.2.3.	1Condições de contorno da velocidade	.35
2.2.3.	2Descontinuidades na velocidade	.37
2.2.4	Solução de Hencky	.37
2.2.5	Modelo de Fang & Jawahir	.38
2.2.5.	.1 Raio de curvatura	.40
2.2.5.	2 Coordenadas	.42
2.2.5.	.3 Formulação matemática modelo Fang e Jawahir	.43
2.2.5.	4 Cálculo das forças de corte através das linhas de cisalhamento máximo	.49
2.2.6	Modelo de Wang & Jawahir	.50
2.3	ATRITO NA INTERFACE CAVACO FERRAMENTA	.54
2.3.1	Modelos e dados de atrito	.54
2.3.2	Revestimento em ferramentas de corte	.58
2.3.3	Ferramentas de contato restrito (Rc)	.59
3	MATERIAIS E MÉTODOS	.63
3.1	ASPECTOS GERAIS	63
3.2	MÉTODOS EXPERIMENTAIS	65
3.2.1	Medição dos insertos utilizados	65
3.2.2	Ensaios de torneamento	.66
3.2.3	Medições dos cavacos	70
3.3	SIMULAÇÃO NUMÉRICA	71

3.3.1	1 Primeira etapa : validação do algoritmo de obtenção de raio de curvatu	ra
e es	pessura do cavaco	72
3.3.2	2 Segunda etapa: Cálculo do raio de curvatura e espessura do cavaco pa	ra
os p	parâmetros geométricos e condições de corte utilizadas nos ensaios7	75
3.3.3	3 Terceira etapa: obtenção de P_a/k e $ au/k$ a partir dos resultados obtidos o	de
R _u /t	1 e t ₂ /t ₁ experimentalmente	75
3.3.4	4 Quarta etapa: Cálculo das forças de corte e força de avanço normalizada	as
em	razão da tensão limite de cisalhamento do material para obtenção d	do
coef	ficiente de atrito7	′5
4	RESULTADOS OBTIDOS E DISCUSSÕES7	78
4.1	MEDIÇÃO DOS INSERTOS UTILIZADOS7	78
4.2	MEDIÇÃO DOS PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DOS CAVACOS7	79
4.3	SIMULAÇÕES NUMÉRICAS PARA A OBTENÇÃO DO COEFICIENTE D	ЭE
ATR	٤ΙΤΟ٤	31
4.4 F	FORÇAS DE USINAGEM OBTIDAS EXPERIMENTALMENTE	33
4.4.1	1 Obtenção do coeficiente de atrito experimental	34
5	CONCLUSÕES	38
REF	ERÊNCIAS	}0
ANE	EXOS	3 5

1 INTRODUÇÃO

O desenvolvimento de um estudo na usinagem que possibilite obter grandezas do processo, como coeficiente de atrito para ferramentas com diferentes revestimentos, utilizando-se de dados experimentais com baixa complexidade de serem obtidos como raio e espessura do cavaco, pode contribuir na tomada de decisão inteligente sem necessidade de ensaios mais complexos.

A tomada de decisão inteligente está no centro da Indústria 4.0. A realização da tomada de decisão inteligente requer compartilhamento de informações e colaboração em tempo real via tecnologia da informação. Muitas tecnologias, incluindo sistemas Ciber-Físicos (CPS), análise de big data, computação em nuvem, modelagem e simulação, contribuem para a realização de decisões inteligentes. (ZHENG *et al.*, 2018).

Para a tomada de decisões inteligentes é necessário ter o maior número de informações possíveis, e para isto modelos preditivos com simulação podem ser integrados em sistemas de planejamento de processos para melhorar a produtividade e aprimorar qualidade do produto. Modelos preditivos de desempenho também podem ser efetivamente usados no controle adaptativo para processos de usinagem, reduzir e/ou eliminar abordagens de tentativa e erro (ARRAZOLA,P.J, 2013).

A modelagem de cargas mecânicas, térmicas e de desgaste durante a usinagem tornou-se cada vez mais importante para diminuir o custo de investigações experimentais de otimização de ferramentas e de processos em usinagem (DENKENA *et al.*, 2015). Avanços em plasticidade baseada na modelagem analítica e métodos de modelagem numérica baseado em elementos finitos (FEM) resultaram na capacidade de prever os fenômenos físicos na usinagem, como: forças, temperaturas e deformações geradas no processo de corte (ÖZEL e KARPAT, 2007; AGMELL *et al.*, 2014).

Um método sistemático de determinação de campos de tensão e campos de velocidade em corpos perfeitamente plásticos, obedecendo o critério de Mises (ou Tresca) no plano de tensão, foi implementado na década de 1920 por Prandtl, Hencky, Mises e outros. O método foi generalizado por Mandel em 1962 para incluir outros critérios de tensão no plano. Este método é geralmente conhecido como teoria das linhas de cisalhamento máximo (LUBLINER, 2008). Uma linha, normalmente curvada,

que tangencia ao longo de seu comprimento as máximas tensões de cisalhamento, é conhecida como linha de cisalhamento máximo. Formam um conjunto (rede) completo de todas as linhas de cisalhamento máximo curvilíneas e ortogonais existentes em uma região de deformação plástica (CHILDS *et al.*, 2000).

A teoria do Campo de Linhas de cisalhamento máximo aplica-se a fluxos plásticos de deformação plana, ou seja, bidimensional. Assim, ela fornece as diretrizes para casos particulares, tal como é o caso da usinagem, e possibilita calcular a variação da pressão hidrostática ao longo do referido campo (CHILDS *et al.*, 2000).

Na teoria da linha de cisalhamento máximo de material plástico rígido, uma vez estabelecida a geometria do campo de linha de cisalhamento máximo, o estado de tensão da região plástica na usinagem com ferramenta de contato restrito é governado pela pressão hidrostática P_a (em um ponto a linha de interseção do plano de cisalhamento e a superfície de trabalho a ser usinada) e a aderência ou tensão de cisalhamento por fricção na face de inclinação da ferramenta (FANG e JAWAHIR, 2001).

Uma desvantagem da aplicação das linhas de cisalhamento máximo é que uma solução não única é obtida para processos de usinagem com formação de cavacos enrolados ao usar ferramentas de contato restritas. A razão para essa nãosingularidade é que, embora uma condição extra de restrição (o comprimento de contato da ferramenta com o cavaco) é adicionada às equações disponíveis, porém uma nova variável adicional é introduzida simultaneamente (FANG, JAWAHIR e OXLEY;2001).

No entanto, a teoria da linha de cisalhamento máximo foi reconhecida como uma das ferramentas mais eficazes para modelar a formação de cavacos na usinagem. Baseado nas suposições da propriedade do material plástico rígido e deformação plana, um modelo de linha de cisalhamento máximo pode mostrar claramente o fluxo de material em toda a zona de cisalhamento. Ele também permite cálculos rápidos das principais medidas de desempenho de usinagem, como as forças de corte e a espessura do cavaco. Um cálculo rápido é muito importante para a análise de sensibilidade da geometria da ferramenta e condições de corte (FANG, 2005).

Ainda no processo de usinagem de metais o atrito de contato envolve diversos fenômenos físicos complexos e é difícil determinar com precisão as características de atrito usando uma teoria ou método matemático existente (ZHANG *et al*,2017).

Mecanismos de desgaste e fricção em metais podem ser investigados pela análise do evento unitário representado pela interação de uma partícula dura ou aspereza com uma superfície mais macia. O atrito efetivo é o resultado da interação de muitas características que constituem a rugosidade das superfícies sólidas mais duras. Três tipos de deformação plástica na superfície do metal podem ser identificados: sulcamento, formação de bordas e formação de cavacos. Cada modo de deformação plástica pode ser analisado usando a teoria da plasticidade do campo de deslizamento que requer como entradas a geometria da partícula dura e alguma informação na interface entre as superfícies mais duras e mais macias (BRESSAN e WILLIANS; 2009).

A compreensão da interação entre o cavaco e a face da ferramenta é particularmente complexa e não há uma concordância geral em um modelo de determinação do comprimento de contato que possa ser seguido em usinagem convencional, bem como em usinagem de alta velocidade. Vários modelos foram estudados e foi percebido que a maioria dos modelos existentes subestimava ou superestimava o comprimento de contato cavaco-ferramenta (FATIMA e MANTIVENGA; 2013).

Muitos pesquisadores realizaram diferentes ensaios de atrito tentando explorar a correlação entre coeficiente de atrito e parâmetros físicos locais. Ferramentas de corte especiais foram usadas para se adquirir informação utilizando ensaios de corte ortogonais. Várias leis de atrito foram estabelecidas para formular o coeficiente de atrito baseado na: tensão normal local, na velocidade de escorregamento e na temperatura de interface, no entanto, apesar dos pesquisadores estarem aptos a obter o resultado exigido existem ainda muitas desvantagens. O design e setup do banco de ensaios é muito complexo e a condição experimental é difícil de preparação e a aplicação dos resultados da pesquisa está restrita as condições de ensaio (ZHANG *et al*, 2017).

Dentro deste contexto este trabalho irá realizar um estudo do atrito em ferramentas de contato restrito empregando o método analítico do campo de linhas de cisalhamento máximo, obtendo-se o coeficiente de atrito para três ferramentas com revestimentos diferentes necessitando-se somente dos valores de raio de curvatura e espessura do cavaco obtidos através de ensaios. Nos capítulos seguintes serão descritas as Justificativas sobre o desenvolvimento deste tema, a Hipótese que presume o desenvolvimento, os Objetivos Geral e específicos deste trabalho, a revisão bibliográfica sobre os temas envolvidos, os materiais e métodos utilizados, os resultados obtidos e as conclusões.

1.1 JUSTIFICATIVAS

Com este trabalho pretende-se estudar um método barato e rápido para a previsão do atrito na usinagem, considerando o processo de torneamento ortogonal de uma peça de Aço SAE 1045 com ferramenta de contato restrito, utilizando 3 tipos de insertos de corte com revestimentos diferentes.

1.2 HIPÓTESE

É possível de se obter o coeficiente de atrito em ferramentas de contato restrito com diferentes tipos de revestimentos através do método de linhas de cisalhamento máximo aliado a medidas da espessura e raio de curvatura de cavaco obtidos experimentalmente sem a necessidade de ensaios mais complexos.

1.3 OBJETIVOS

Aplicar método de linhas de cisalhamento máximo, a partir de uma ferramenta de geometria definida com contato restrito, comparando três ferramentas com revestimentos diferentes, obtendo um modelo analítico para previsão de coeficiente de atrito.

Os objetivos específicos do presente estudo são:

a) Implementar algoritmo utilizando o método das linhas de cisalhamento máximo em software numérico para cálculo de espessura do cavaco e raio de curvatura do cavaco em função pressão hidrostática em um ponto na linha de interseção do plano de cisalhamento e da superfície de trabalho a ser usinada e a razão entre a tensão de cisalhamento de atrito na face da ferramenta e a tensão limite de cisalhamento do material; b) modelar a geometria de três tipos de insertos de metal duro para torneamento e determinar espessura do cavaco e raio de curvatura do cavaco em função de valores da razão entre pressão hidrostática e a tensão limite de cisalhamento do material e a razão entre a tensão de cisalhamento de atrito na face da ferramenta e a tensão limite de cisalhamento do material pelo método de linhas de cisalhamento máximo;

c) Determinar as forças de corte, coeficiente de atrito, espessura e raio de curvatura do cavaco no processo de usinagem por meio de ensaios experimentais;

 d) Calcular o coeficiente de atrito para os insertos utilizados em cada uma das condições de ensaio utilizando os resultados obtidos experimentalmente da espessura e raio de curvatura do cavaco e comparar com o coeficiente de atrito experimental.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 TORNEAMENTO

Usinagem configura-se como um termo empregado para uma diversidade de processos de manufatura destinados a remover material, na forma de cavaco, e conferir à peça a forma, dimensão, e acabamento para atender os requisitos de projetos (ASM, 1989).

O torneamento, por outro lado, pode ser definido como um processo mecânico da usinagem. Tal procedimento tem por objetivo obter superfícies de revolução com o auxílio de ferramentas cortantes. Para tal, a peça a ser trabalhada gira em torno do eixo principal de rotação da máquina, ao passo que a ferramenta de corte se desloca simultaneamente segundo uma trajetória coplanar com o eixo referido (FERRARESI, 1977; HE *et al.*, 2018).

O torneamento é, na literatura científica, a operação de usinagem mais comumente empregada em trabalhos experimentais, acerca da investigação comportamental dos materiais e ferramentas envolvidas no corte de metais, conforme critérios de usinabilidade (ARRAZOLA *et al.*, 2013). A operação de torneamento está representado na Figura 1.



Figura 1 - Esquema ilustrativo do torneamento.

Fonte: Adaptado de SANDVICK COROMANT (2005).

Existem, basicamente, três tipos de corte: ortogonal; semi-ortogonal; e oblíquo. O corte ortogonal pode ser referido como uma das formas mais simplificadas do processo de usinagem, que se configura por uma cunha cortante se movimentando à uma determinada profundidade num material homogêneo e isotrópico. Nesse tipo de corte, a aresta cortante apresenta-se como uma reta perpendicular à direção de corte e à direção de avanço, de modo que a formação do cavaco pode ser considerada um fenômeno bidimensional, ocorrendo em um plano normal à aresta cortante, portanto, no próprio plano de trabalho (LIEW *et al.*,2017; HE *et al.*, 2018).

Ainda quanto ao corte ortogonal, este introduz algumas simplificações no processo de corte que facilitam o estudo do fenômeno – por resultar em fenômenos bidimensionais cujas conclusões podem ser aplicáveis ao corte tridimensional (BARBOSA, 2014; CHAGAS, 2015).

O segundo tipo, corte semi-ortogonal, é semelhante ao corte ortogonal, contudo, a aresta de corte não corresponde à largura total da peça, além de possuir uma parte composta pelo raio de ponta da ferramenta (CHILDS *et al.*, 2000). Pode-se afirmar que tal tipo de corte possui considerável importância no que tange os ensaios experimentais de usinagem, tendo em vista a sua maior facilidade de obtenção em relação ao corte ortogonal (CHAGAS, 2015).

Por outro lado, para o corte oblíquo, a aresta de corte está orientada em um ângulo de inclinação, de tal forma que, além das forças de corte e do avanço, cria-se uma terceira força adicional, na direção radial, chamada de força passiva (HE *et al.*, 2018). Por fim, Chagas (2015) destaca que esse tipo de corte é frequente em processos de torneamento com aplicações industriais.

2.2 MÉTODO DAS LINHAS DE CISALHAMENTO MÁXIMO

Um método conhecido de teoria da plasticidade: o método slip-line (também chamado de método característico), que se tornou conhecido devido à sua simplicidade de aplicação. Este método tem uma profunda base experimental e teórica, mas também deficiências consideráveis, que serão consideradas mais adiante. Exemplos de linhas de cisalhamento máximo, conforme Figura 2, são as linhas de Hartmann observadas na superfície de uma amostra plana polida em

extensão além do limite elástico ou na superfície de um flange em extensão. (VORONTSEV, et al., 2008).



Figura 2 – Marcas naturais na superfície de uma peça obtida por alongamento.

Fonte: Vorontsev, et al., 2008.

Por meio da análise de tensões de um material carregado de maneira plana, infere-se que em qualquer ponto há duas direções ortogonais nas quais as tensões de cisalhamento são máximas. Ademais, as tensões diretas são iguais e equivalentes à pressão hidrostática nessas direções. Contudo, tais direções podem variar ao longo dos diversos pontos do material em questão. Se o material é carregado plasticamente, o estado de tensões pode ser completamente descrito pela constante (k) da tensão cisalhante máxima, bem como a variação ponto a ponto da sua direção e pressão hidrostática. Dessa forma, uma linha – normalmente curvada – que tangencia, ao longo de seu comprimento, as máximas tensões de cisalhamento é conhecida como *slipline*, sendo que o conjunto (rede) completo de todas as linhas de cisalhamento máximo curvilíneas e ortogonais existentes em uma região plástica é denominado *slip line field* (CHILDS *et al.*, 2000).

No plano xz, Figura 3, em um corpo deformado em um estado plano, toma-se qualquer ponto a1 e traça-se o vetor correspondente τ 1 da tensão tangencial máxima. Segue-se na direção deste vetor até um ponto a2 relativamente próximo de a1. A partir do ponto a2, se constroe o vetor τ 2 da máxima tensão tangencial. Em geral, τ 2 será

diferente de τ 1 na direção e magnitude. Prosseguindo desta maneira, obtem-se a linha descontínua a1a2a3a4 e assim por diante (VORONTSEV, *et al.*, 2008).

Figura 3 – Construção das linhas de cisalhamento máximo(a) e grade das linhas de cisalhamento máximo.



Fonte: Vorontsev, et al., 2008.

Em função da igualdade das tensões tangenciais, pode-se traçar um segundo vetor τ perpendicular a τ 1. Então, começa-se em a1, como antes, pode-se construir uma segunda linha descontínua a1b2b3b4, e assim por diante. As duas linhas se cruzam no ponto a1 em um ângulo reto. Essas linhas também podem ser estendidas no outro lado do ponto a1 (VORONTSEV, *et al.*, 2008).

Com infinito aumento no número de pontos e diminuição na distância entre eles, as linhas descontínuas são convertidas em curvas suaves, representando as trajetórias de tensão tangencial máxima, ou linhas de cisalhamento máximo, que são linhas tocando todo o ponto de ação da máxima tensão tangencial (VORONTSEV, *et al.*, 2008).

De cada ponto a e b na Figura 3, outras linhas de cisalhamento máximo podem ser construídas. Como resultado, obtemos uma grade ortogonal de linhas de cisalhamento máximo, Figura 3(b), também conhecido como campo de linhas de cisalhamento máximo. Em geral, essa grade é curvilínea. Os pontos de intersecção das linhas de cisalhamento máximo são pontos de nó. Para diferentes estados de tensão da grade, as linhas de cisalhamento máximo são diferentes, e cada estado de

tensão particular corresponde a um campo de linha de cisalhamento máximo particular. (VORONTSEV, *et al.*, 2008).

A teoria do Campo de Linhas de cisalhamento máximo aplica-se a escoamento plástico de deformação plana, ou seja, bidimensional e está ilustrada na Figura 4. Outrossim, ela fornece as diretrizes para casos particulares, tal como é o caso da usinagem, e possibilita calcular a variação da pressão hidrostática ao longo do referido campo. Uma das regras dessa teoria é que se uma parte de um material é plasticamente carregada e outra não, o limite entre as partes é dado por *slip-line*. Portanto, na usinagem, os limites entre a zona de cisalhamento primária, o trabalho e o cavaco e, também, entre a zona de cisalhamento secundária e o cavaco são as próprias linhas de cisalhamento máximo (CHILDS *et al.*, 2000).

Figura 4 - Ilustração simplificada da teoria das linhas de cisalhamento máximo.



Fonte: Childs et al. (2000)

A variação da pressão hidrostática (p) ao longo de uma *slip-line* é determinada pelo equilíbrio de forças. Assim, tal como definem Childs *et al.* (2000), a rotação no sentido anti-horário das linhas de cisalhamento máximo é dada por Φ . Ademais, dois conjuntos de linhas perpendiculares que compõem o campo podem ser denominados $\alpha \in \beta$, de modo que formem um sistema de coordenadas, tal que o maior valor de tensão principal esteja no primeiro quadrante. Dessa forma, obtém-se:

$p + 2k = constante (ao longo da linha \alpha)$	(Equação 1)
$p-2k = constante$ (ao longo da linha β)	(Equação 2)

Onde p é a pressão hidrostática, ou a média das tensões principais e k é a tensão limite de cisalhamento.

O método slip-line é chamado às vezes de método característico, especialmente quando o problema não é resolvido graficamente, mas por métodos numéricos de solução de contorno para o problema. A construção correta das linhas de cisalhamento máximo está associada a uma propriedade determinada pelo primeiro teorema de Hencky, formulada da seguinte forma: o ângulo entre as tangentes e duas linhas de cisalhamento máximo da mesma família em seus pontos de intersecção com cada linha de cisalhamento máximo de outra família permanecerá constante. (VORONTSEV, *et al.*, 2008).

2.2.1 Slip-Line Fields em usinagem

Tal como destacam (CHILDS *et al.* 2000), uma conclusão importante da modelagem do campo das linhas de cisalhamento máximo é que a especificação do ângulo de saída (γ_0) e do fator de atrito (*m*) não determina unicamente a forma de um cavaco. Mais de um campo pode ser construído, cada um com uma espessura de cavaco e comprimento de contato com a ferramenta diferentes. A Figura 5 ilustra três possibilidades de campo para um caso comum na usinagem de aço carbono, para $\gamma_0 = 5^\circ$ e *m* = 0,9.

Figura 5 - Possibilidades de formação de cavaco para $\gamma_0 = 5^\circ$ e m = 0,9. a) Lee e Shaffer, b) Kudo e c) Dewurhst.



Fonte: Childs et al. (2000)

A Figura 5(a) representa o campo de Lee e Shaffer, onde as slip-lines são retas, de modo que a tensão hidrostática e a tensão normal são constantes. Já a Figura 5(b) mostra um campo introduzido por Kudo (1964), que descreve cavacos mais finos com comprimentos de contato mais curtos. A tensão de contato normal da face de inclinação tende aumentar e a velocidade de deslizamento da face de inclinação a reduzir próximo à borda de corte. O cavaco é formado em linha reta, porém, sua baixa velocidade perto da borda cortante faz com que a linha seja curvada. Finalmente, a Figura 5(c) representa o campo de Dewhurst (1978), no qual o cavaco formado é ondulado, apresentando um raio (R), mais espesso e com um comprimento de contato maior que o de Lee e Shaffer. A pressão hidrostática e a velocidade variam continuamente ao longo da peça. Ademais, a tensão de contato normal e a velocidade de deslizamento da face de inclinação cavaco/ferramenta.

Destaca-se que os campos apresentados na Figura 5 são apenas três dos diversos que podem ser construídos. Não obstante, para os campos de Kudo e Dewhurst, basta apenas que pressão hidrostática no ponto A, na superfície livre,

calculada para cada campo a partir da condição de limite de cavaco livre, possa ser contida pelo cavaco circundante. Para cada possibilidade que satisfaça tal requisito, o atrito médio e a tensão normal de contato da face de inclinação podem ser calculados, a fim de obter o ângulo de atrito efetivo no contato. A espessura do cavaco para a taxa de alimentação em função do avanço também pode ser determinada para obter o ângulo de cisalhamento.

Conclui-se dos campos introduzidos na literatura que o aumento do ângulo do plano de cisalhamento a um ângulo de atrito constante está associado a uma redução no comprimento de contato de cavaco/ferramenta. Fatores que levam a um comprimento de contato reduzido, tal como um maior aquecimento por atrito devido ao aumento da velocidade de corte, estão além das suposições simplificadoras da teoria de tensão de escoamento de cisalhamento constante.

Além de estimar diretamente os parâmetros de usinagem, a teoria *slip-line fields* pode ser usada para fomentar questões sobre o processo de usinagem e sua modelagem. Em geral, busca-se investigar a variedade de formação de cavacos por meio das condições de equilíbrio e fluxo, simplificando de maneira grosseira o comportamento do metal. Por outro lado, uma abordagem alternativa é concentrar-se nos efeitos de tensão de um escoamento variando com a deformação, onde, normalmente, é possível simplificar a modelagem de equilíbrio e fluxo.

O trabalho de Oxley (1989) é considerado o pioneiro na área, o qual criou um método para determinar as tensões na face da ferramenta de contato restrito usando a espessura do cavaco medida e o raio de curvatura do cavaco. O Método de Oxley, como ficou conhecido na literatura, considera o atrito de deslizamento e de aderência. Os desenvolvimentos podem ser considerados em quatro fases distintas: (a) estudos experimentais e numéricos dos fluxos reais de formação de cavacos, por método viscoplástico; (b) simplificações que permitem o desenvolvimento de relações analíticas entre variações de tensão na zona de cisalhamento primário e propriedades do fluxo do material, em função da deformação, e também entre taxa de deformação e temperatura; (c) condições de tensão na zona de cisalhamento secundário; (d) uma síntese das fases anteriores, possibilitando previsões de fluxo de cavacos a partir das propriedades mecânicas do material de trabalho.

2.2.2 Relações de tensão em Slip-Line Field

Segundo Benham *et al.* (1996); precisa-se examinar as tensões em um pequeno elemento curvilíneo no plano xy sobre o qual uma tensão de cisalhamento e uma tensão hidrostática estão atuando, e onde as tensões principais são - p - k e - p + k para uma situação onde é deformação plana de compressão, em que k, tensão limite de cisalhamento do material, é uma constante, mas p pode variar de ponto a ponto.

Pode-se identificar no diagrama da Figura 6 as direções das tensões principais $\sigma 1 e \sigma 2$, e quais são as linhas $\alpha e \beta$. Também pode-se especificar o ângulo \emptyset das linhas α em relação ao eixo x.

Figura 6 – Identificação das tensões principais σ 1 e σ 2 em relação as linhas α e β .



Fonte: Benham, et al. (1996).

Supondo que a linha de cisalhamento máximo α que passa pelo elemento faça um ângulo \emptyset em relação à referência eixos x e y, como na Figura 6. A linha de cisalhamento máximo β deve então fazer um ângulo de 90 ° + \emptyset em relação ao eixo x, de modo que uma rotação no sentido anti-horário a partir da linha de cisalhamento máximo α até a linha de cisalhamento máximo β cruze a direção da tensão principal máxima, σ 1. A direção paralela à tensão principal σ 1 faz um ângulo de 45 ° + \emptyset em relação ao eixo x e a direção paralela à tensão principal σ 2 faz um ângulo de 135 ° + $\phi \equiv 45$ ° - ϕ em relação ao eixo x.

No círculo de Mohr pode ser representado conforme Figura 7.

Figura 7 – Círculo de Mohr.





A Figura 8 mostra uma rede de *slip-lines* em um campo plástico. A pressão "*p*" (equivalente a $-\sigma_m$) e a tensão de cisalhamento "*k*" são apresentadas em um ponto genérico "O" no campo. Conforme Childs *et al.* (2000), a variação de pressão em todo o campo pode ser encontrada a partir da integração das equações de equilíbrio ao longo das linhas.

Figura 8 – (a) Um campo de Slip-line field e (b) os diagramas de equilíbrio de corpolivre em torno do ponto O.



Fonte: Childs et al. (2000).

Conforme Bressan(2010), assumindo-se escoamento plástico plano ou bidimensional e que as tensões principais são tais que $\sigma_1 > \sigma_3 > \sigma_2$, então as tensões principais são calculadas por,

$$\sigma_{1} = \frac{\sigma_{x} + \sigma_{y}}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{x} + \sigma_{y}}{2}\right)^{2} + \tau_{xy}^{2}}$$
(Equação 3)

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}$$
(Equação 4)

Consequentemente, para escoamento plástico bidimensional,

$$\sigma_3 = \sigma_z = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}$$
 (Equação 5)

Introduzindo-se esta equação no critério de von Mises para o escoamento plástico plano, tem-se,

$$\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2 = k^2$$
 (Equação 6)

onde k = $\sigma_o/\sqrt{3}$ é a tensão limite de cisalhamento no cisalhamento puro. Por sua vez, para o critério de Tresca e a tensão principal σ_3 intermediária, $\sigma_1 > \sigma_3 > \sigma_2$, então,

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} = k$$
 (Equação 7)

onde k = $\sigma_o/2$ é a tensão limite de escoamento de cisalhamento no cisalhamento puro. As equações (6) e (7) são idênticas, porém o valor de k é diferente para Tresca e von Mises.

O critério de escoamento plástico, tanto de von Mises ou Tresca, para o escoamento plástico plano 2D ou bidimensional é satisfeito por,

$$\sigma_x = -p - k \operatorname{sen} (2\Phi)$$
(Equação 8)

$$\sigma_y = -p + k \operatorname{sen} (2\Phi)$$
(Equação 9)

$$\tau_{xy} = k \operatorname{cos} (2\Phi)$$
(Equação 10)

onde $-p = \sigma_3 = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y)$ é a pressão hidrostática, para o critério de von Mises, e ϕ é a direção da tensão de cisalhamento máximo em relação a (x,y) mostrado na Fig. 9.

Portanto, o método do CLCM busca determinar a pressão hidrostática p e o ângulo ϕ dentro de cada ponto interno do material sólido em análise.

Figura 9 - Estado geral de tensão na região de escoamento plástico dentro do sólido. Angulo ϕ é a direção de cisalhamento máximo, linha α .



Fonte: Bressan (2010).

Para que haja equilíbrio de forças no volume elementar visto na Figura 10, as tensões deverão satisfazer as seguintes equações diferenciais:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0$$
 (Equação 11)
$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0$$
 (Equação 12)

Figura 10 - Volume elementar do sólido em equilíbrio estático.



Fonte: Bressan (2010).

Introduzindo as equações 8,9 e 10 nas equações de equilibrio 11 e 12, temse,

$$-\frac{\partial p}{\partial x} - 2k\cos 2\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} - 2k \operatorname{sen} 2\phi \frac{\partial \phi}{\partial y} = 0$$
 (Equação 13)
$$-\frac{\partial p}{\partial y} + 2k\cos 2\phi \frac{\partial \phi}{\partial y} + 2k \operatorname{sen} 2\phi \frac{\partial \phi}{\partial x} = 0$$
 (Equação 14)

As equações diferenciais 13 e 14 são hiperbólicas e podem ser resolvidas pelo método das características. As direções (x,y) foram escolhidas arbitrariamente. Podese escolhê-las de modo que sejam tangentes às direções (α , β), ou seja, de modo que estejam nas direções de cisalhamento máximo, isto é $\emptyset = 0$. Portanto, tem-se,

Ao longo da linha
$$\alpha \rightarrow p + 2k\phi = f_1(y) + C_1$$
 (Equação 15)
Ao longo da linha $\beta \rightarrow p - 2k\phi = f_2(x) + C_2$ (Equação 16)

Para $\emptyset = 0$ a pressão p deve ter valor único em cada ponto independentemente do caminho percorrido na linha α ou β e , portanto, $f_1(y) = f_2(x) = 0$, que substituindo acima vem,

$p + 2k \emptyset = constante$ ao longo da linha a	(Equação 17)
$p-2k \emptyset = constante$ ao longo da linha eta	(Equação 18)

Essas são as equações de Hencky que é equivalente às equações de equilíbrio para um metal rígido-plástico no estado plano de deformações.

Finalmente, se a geometria do campo das linhas de cisalhamento e a pressão em algum ponto é conhecida, a pressão em qualquer outro ponto pode ser calculada. As equações a seguir descrevem a pressão ao longo das linhas α (AB e DC da Figura 6) e ao longo das linhas β (AD e BC da Figura 6).

$$p_A + 2k\phi_a = p_B + 2k\phi_b - ao \ longo \ de \ \alpha \tag{Equação 19}$$

$p_A + 2k\phi_a = p_D - 2k\phi_d - ao \ longo \ de \ \beta$	(Equação 20)
$p_{C} + 2k\phi_{c} = p_{D} + 2k\phi_{d}$ – ao longo de α	(Equação 21)
$p_B - 2k\phi_b = p_C + 2k\phi_c - ao \ longo \ de \ \beta$	(Equação 22)

As inclinações $\phi_a \phi_b \phi_c e \phi_d$, apresentadas acima, não são independentes. A pressão p_c em "C" pode ser calculada a partir de "A" por dois caminhos, conforme as equações anteriores, ao longo de ABC ou ADC, de forma que:

	(Equação 23)
$\phi_d - \phi_a = \phi_c - \phi_bao \ longo \ de \ \beta$	(Equação 24)

A Figura 11(a) mostra alguns exemplos comuns de redes curvilíneas que satisfazem essa condição: uma grade de linhas retas onde a pressão é constante, um leque central e uma rede construídos em dois arcos circulares.

Figura 11 – (a) Redes de linhas que satisfazem o equilíbrio da força interna e (b) as s*lip-lines* que atendem a um valor de atrito.



Fonte: Childs et al. (2000).

Por outro lado, quanto às condições de contorno, a Figura 11(b) apresenta o encontro das *slip-lines* α e β com a superfície da ferramenta, onde existe uma tensão de atrito (τ_f). A partir do equilíbrio das forças no triângulo ABC, na direção de " τ ", obtêm-se:

$$\tau = k.\cos\left(2\zeta\right) \tag{Equação 25}$$

Portanto, a magnitude da tensão de atrito em função de "*k*" determina o ângulo " ζ " no qual a linha α intercepta a face da ferramenta. De forma similar, as *slip-lines* α e β encontram a superfície livre em 45° ($\tau_f/k = 0$), porque não há tensão normal na superfície livre, tal que $p = \pm k$ (conforme a direção de "*k*").

2.2.3 Relações de velocidades em um campo de linhas de cisalhamento máximo

Tal como mostram Childs *et al.* (2000), equações análogas às equações 17 e 18 existem para a variação da velocidade ao longo do escorregamento. Entretanto, a afirmação de que não há extensão ao longo de uma linha de cisalhamento máximo pode ser usada diretamente para desenvolver relações de velocidade e regras adicionais para a geometria de um campo de linha de cisalhamento máximo. A Figura 12 (a) repete a rede da Figura 8 (a). A Figura 12 (b) representa, em um diagrama de velocidade, possíveis variações de velocidade no campo. Como não há extensão ao longo de uma linha de cisalhamento máximo, todos os elementos da rede de velocidade são perpendiculares ao seu elemento correspondente no plano físico da Figura 12 (a). Assim, as equações 23 e 24 também se aplicam no diagrama de velocidade.


Figura 12 – (a) Um campo de linhas de cisalhamento máximo da Figura 8 e (b) umdiagramapossíveldevelocidadeassociado.

Fonte: Childs et al. (2000).

2.2.3.1 Condições de contorno da velocidade

Outras restrições nos campos de linha de cisalhamento máximo, tal como destacam Childs *et al.* (2000), podem ser derivadas de diagramas de velocidade (além da condição de contorno óbvia de que a velocidade do material de trabalho em uma interface com uma ferramenta deve estar paralela à superfície da ferramenta). A Figura 13 (a) mostra os limites propostos AB e CDE entre uma região plástica e uma região rígida em um processo de formação de metal. O exemplo é de formação contínua de cavacos, mas qualquer exemplo poderia ter sido escolhido em que parte do trabalho é plasticamente deformada e parte não é.

Primeiro, o limite entre uma região de plástico e uma rígida deve ser uma linha de cisalhamento máximo. Em segundo lugar, o limite entre uma região plástica e uma região rígida rotativa (por exemplo, CDE na Figura 13 (a) deve ter a mesma forma no plano físico como no diagrama de velocidade. Ambos podem ser mostrados considerando o segundo caso.

Supondo que qualquer limite, como CD, não seja uma linha de cisalhamento máximo. Então qualquer ponto como H dentro da região plástica pode ser unido ao limite em dois lugares por duas linhas de cisalhamento máximo, por exemplo para F e G por HF e HG. Figura 13 (b) é o diagrama de velocidade. As velocidades vF e vG

dos pontos F e G são determinadas a partir da rotação do corpo rígido do chip para wOF e wOG, onde w é a velocidade angular do cavaco.

Figura 13 – (a) Um campo de linhas de cisalhamento máximo da figura 4 e (b) um diagrama possível de velocidade associado.



Fonte: Childs et al. (2000).

A velocidade vH em relação a vF é perpendicular a HF e a de vH em relação a vG é perpendicular a HG. Comparando as posições de F, vG e vH em relação a vO, a origem do diagrama de velocidade, com as posições de F, G e H em relação ao centro de rotação O no diagrama físico, vê-se que a velocidade de H faz parte da rotação do corpo rígido: se o CD do limite não for uma linha de cisalhamento máximo, ele não pode acomodar mudanças de velocidade que devem ocorrer em um campo de plástico. Se o limite é uma linha de cisalhamento máximo, um ponto H só pode ser unido ao limite em dois lugares por três linhas de cisalhamento máximo: assim, o argumento acima não pode mais ser feito. Para a continuidade do fluxo entre uma região plástica e uma rígida, o limite entre os dois deve ser uma linha de cisalhamento máximo.

A Figura 13 (b) também mostra todo o limite vC vD vE. É visualmente óbvio que somente se ele tiver a mesma forma em relação à origem da velocidade que o CDE tem em relação a O, pode ser consistente com uma rotação rígida do corpo.

2.2.3.2 Descontinuidades na velocidade

O procedimento usual na análise de campo de linhas de cisalhamento máximo é construir campos que satisfaçam os requisitos de geometria e força de um problema e, em seguida, verificar se os requisitos de velocidade são atendidos. Nesta última parte, mais uma característica da teoria deve ser introduzida: a possibilidade de saltos de velocidade (descontinuidades) ocorrerem. A Figura 13 (c) retorna à consideração da velocidade de um ponto H no campo de plástico. H é conectado ao limite por linhas de cisalhamento máximo, ambos diretamente para G e indiretamente para F até H '. É possível haver uma diferença de velocidade finita entre H e G, por mais curto que seja o comprimento HG, isto é, uma descontinuidade. Se há uma descontinuidade, então as regras para construir a rede de velocidade requerem que exista uma descontinuidade de tamanho igual entre H F. e F. Uma descontinuidade de velocidade pode existir através de uma linha de cisalhamento máximo, mas somente se for de tamanho constante ao longo da mesma linha, conforme Childs *et al.* (2000).

2.2.4 Solução de Hencky

Os primórdios dos fundamentos teóricos do método das linhas de cisalhamento máximo remetem a Coulomb (1773), Rankine (1857) e Levy (1873). Contudo, apenas após Hencky (1923) e Geiringer (1930) apresentarem equações que permitissem a resolução do campo de tensões e o campo de velocidades, respectivamente, que tal método ficou definitivamente estabelecido. Para tal, algumas simplificações são adotadas, tais como:

O material é homogêneo e isotrópico;

 O material tem um comportamento rígido, perfeitamente plástico, de modo que se desprezam todos os efeitos associados à componente elástica da deformação e ao encruamento do material;

• Desprezam-se os efeitos decorrentes da variação da temperatura, da velocidade de deformação e do tempo associado à deformação plástica dos materiais.

Conforme destacaram Dewhurst e Collins (1973), a teoria dos campos de linha de cisalhamento máximo alcançou um estado altamente desenvolvido e foi empregada com sucesso para analisar os campos de deformação e tensão em muitos processos de usinagem e conformação de metais no estado plano de tensão. No entanto, ainda existem dificuldades inerentes às soluções de cálculo dos campos de linha de cisalhamento máximo.

Em geral, há mais de uma abordagem válida para construir o campo de linha de cisalhamento máximo. Obter uma boa solução requer experiência e intuição consideráveis. Um possível campo de linha de cisalhamento máximo que é construído corretamente e satisfaz a condição de equilíbrio, as propriedades das linhas de cisalhamento máximo e as condições de contorno especificadas para a tensão podem não corresponder às condições cinemáticas das velocidade. A teoria da plasticidade prova que o limite inferior da força de deformação é determinado por um campo de linha de cisalhamento máximo estaticamente possível que não satisfaz as condições cinemáticas. (VORONTSEV, *et al.*, 2008).

Para determinar a verdadeira força de deformação, o campo de linhas de cisalhamento máximo também deve satisfazer as condições cinemáticas. Portanto, a derivação da solução completa correspondente implica a construção de um campo de velocidade ou hodógrafo. O campo de velocidade também permite a determinação da direção do movimento do metal deformado e os julgamentos em relação ao caráter do estado deformado. (VORONTSEV, *et al.*, 2008).

Há uma relação geométrica característica entre o hodógrafo e a grade de linhas de cisalhamento: qualquer segmento infinitamente pequeno da linha de cisalhamento máximo é ortogonal a um segmento infinitamente pequeno da linha no hodógrafo. Isto indica mudança na velocidade dos pontos do segmento de linha de cisalhamento máximo dado. (VORONTSEV, *et al.*, 2008).

2.2.5 Modelo de Fang & Jawahir

Inicialmente, Fang *et al.* (2001) desenvolveram um modelo universal de sliplines para usinagem com ferramentas de corte de contato restrito (RC). Esse primeiro modelo foi proposto com base nas suposições rígido-plástico e deformações planas, usadas na teoria de *slip-line* clássica. O modelo universal de Fang *et al.* (2001) leva em conta tanto o efeito do curvamento do cavaco quanto do ângulo de retorno do cavaco. Ademais, incorpora seis modelos de *slip-lines* desenvolvidos anteriormente para usinagem, que são os modelos de Dewhurst (1978), Shi e Ramalingam (1993), Kudo (1965), Johnson (1962) e Usui e Hoshi (1963).

Posteriormente, por meio da integração efetiva de um modelo de *slip-line* universal com a teoria de usinagem preditiva de Oxley (1989), um novo modelo preditivo analítico para usinagem com ferramentas ranhuradas de contato restrito foi desenvolvido por Fang e Jawahir (2002). Tal modelo universal estendido para usinagem com ferramentas ranhuradas de contato restrito é ilustrado na Figura 14, onde AC é o plano de cisalhamento ascendente convexo; θ , ψ , η_1 e η_2 são quatro ângulos da *slip-line*; e Fb e Nb são força de atrito e força normal que atuam em um ponto do quebra cavaco, respectivamente.

Figura 14 – Representação do modelo universal estendido para usinagem com ferramentas de contato restrito de Fang e Jawahir (2002).



Fonte: Fang e Jawahir (2002).

Para o modelo preditivo analítico desenvolvido por Fang e Jawahir (2002), ressalta-se que a integração permite o uso de uma abordagem analítica para levar plenamente em conta os efeitos de tensões, taxas de deformação e temperaturas na usinagem com ferramentas de contato restrito. Conforme apresentado pelos autores, diversos ensaios de corte, envolvendo três distintos grupos de cavacos, foram realizados para validar o método, pelo qual obteve-se uma boa correlação entre os resultados previstos e os experimentais. Este modelo pode prever as forças de corte, raio de curvatura, espessura do cavaco e ângulo de retorno do cavaco, juntamente

com o ângulo de cisalhamento equivalente, tensão de cisalhamento, taxa de deformação e temperatura no plano de cisalhamento equivalente na face da ferramenta de contato restrito utilizando o Método de Oxley.

2.2.5.1 Raio de curvatura

A notação usada por Dewhurst *et al.* (1973), é essencialmente a de Hill(1950), mas para levar diretamente a uma técnica numérica para a construção de linhas de cisalhamento máximo , que independentemente de serem linhas α ou β , duas mudanças na convenção de sinais foram feitas.

 A inclinação de uma linha de cisalhamento máximo será sempre calculada a partir da tangente à linha do ponto base e será sempre considerado positivo, independentemente do sentido de rotação.

2. O raio de curvatura ρ de uma linha de cisalhamento máximo é definido por:

$$\rho = \pm \frac{\partial s}{\partial \psi}$$
(Equação 26)

onde $\partial \psi$ é a inclinação da tangente local no ponto base e ∂s é o diferencial do comprimento do arco. O sinal de mais ou menos é obtido de acordo com o aumento de ψ em sentido anti-horário ou horário, ao longo da linha de cisalhamento máximo.

Figura 15 – Construção das linhas de cisalhamento máximo



Fonte: Dewhurst et al. (1973)

Considerando agora o problema de construir o campo entre duas linhas de cisalhamento máximo, Dewhurst *et al.* (1973), de base OA e OB como mostrado na Figura 15. Se os raios de curvatura de OA e OB são conhecidos, Ro (α) e So (β) declarados, o problema é encontrar os raios de curvatura, R e S, das duas linhas de cisalhamento máximo através do ponto geral P com coordenadas angulares $\Theta e \psi$. Quando a base curva de linhas de cisalhamento máximo como na Figura 9, R e S satisfazem o par de equações diferenciais lineares:

$$\frac{\partial R}{\partial \beta} = -S$$
(Equação 27)
$$\frac{\partial S}{\partial \alpha} = -R$$
(Equação 28)

Se o raio de curvatura das duas linhas de cisalhamento máximo dadas for expandido como serie de potencias em coordenadas angulares, teremos as equações 29 e 30:

$$R_{0}(\alpha) = \sum_{\substack{n=0\\\infty}}^{\infty} a_{n} \frac{\alpha^{n}}{n!}$$

$$S_{0}(\beta) = \sum_{n=0}^{\infty} b_{n} \frac{\beta^{n}}{n!}$$
(Equação 30)

Então os raios de curvatura no ponto geral P (Θ , ψ)) são dados pelas equações 31 e 32(Dewhurst, *et al.*, 1973) :

$$R(\theta,\psi) = \sum_{m,n=0}^{\infty} (a_n \frac{\theta^{m+n}}{(m+n)!} \frac{\psi^m}{m!} - b_n \frac{\theta^m}{m!} \frac{\psi^{m+n+1}}{(m+n+1)!}$$
(Equação 31)
$$S(\theta,\psi) = \sum_{m,n=0}^{\infty} (-a_n \frac{\theta^{m+n+1}}{(m+n+1)!} \frac{\psi^m}{m!} + b_n \frac{\theta^m}{m!} \frac{\psi^{m+n}}{(m+n)!}$$
(Equação 32)

Pode-se usar, segundo Dewhurst *et al.* (1973), as equações 31 e 32 para fornecer uma expansão de série de potência para os raios de curvatura das curvas α e β através de P. Assim teremos as equações 33 e 34

$$R(\alpha, \psi) = \sum_{n=0}^{\infty} r_n(\psi) \frac{\alpha^n}{n!}$$
(Equação 33)

$$S(\Theta, \beta) = \sum_{n=0}^{\infty} s_n(\Theta) \frac{\beta^n}{n!}$$
(Equação 34)

E das equações 33 e 34 os coeficientes serão:

$$r_{n}(\psi) = \sum_{m=0}^{n} a_{n-m} \frac{\psi^{m}}{m!} - \sum_{m=n+1}^{\infty} b_{m-n-1} \frac{\psi^{m}}{(m)!}$$
(Equação 35)
$$s_{n}(\Theta) = \sum_{m=0}^{n} b_{n-m} \frac{\Theta^{m}}{m!} - \sum_{m=n+1}^{\infty} a_{m-n-1} \frac{\Theta^{m}}{(m)!}$$
(Equação 36)

2.2.5.2 Coordenadas

Uma vez que a série de potência para o raio de curvatura de uma determinada linha de cisalhamento máximo foi encontrada, conforme Dewhurst *et al.* (1973), as coordenadas cartesianas de qualquer ponto nesta linha podem ser calculadas. É conveniente em primeiro lugar, calcular as coordenadas de Mikhlin (\bar{x}, \bar{y}) mostradas na Figura 16, há uma relação simples entre os coeficientes em expansões de séries de potência destas coordenadas e dos raios de curvatura.

Figura 16 – Coordenadas de Mikhlin



Obter-se as seguintes equações:

$$R(\alpha) = \sum_{n=0}^{\infty} r_n \frac{\phi^n}{n!}$$

$$\bar{x}(\phi) = \sum_{n=0}^{\infty} t_n \frac{\phi^n}{n!}$$

$$\bar{y}(\phi) = \mp \sum_{n=0}^{\infty} t_n \frac{\phi^{n+1}}{(n+1)!}$$
(Equação 39)

E o índice t_n é obtido pelas equações 40,41 e 42 :

$$t_{n+1} - t_{n-1} = |r_n|$$
 (Equação 40)
 $t_0 = 0$ (Equação 41)
 $t_1 = |r_0|$ (Equação 42)

O sinal + na equação 39 para $\bar{y}(\phi)$ é de acordo com a curvatura positiva ou negativa da linha de cisalhamento máximo. As coordenadas cartesianas podem ser calculadas pelas equações 43 e 44 :

$$x = \bar{x} \cos \phi - \bar{y} \sin \phi$$
 (Equação 43)
$$y = \bar{x} \sin \phi + \bar{y} \cos \phi$$
 (Equação 44)

2.2.5.3 Formulação matemática modelo Fang e Jawahir

Um fluxograma computacional é apresentado na Figura 17 para ilustrar o método de integração teórico proposto por tais autores.

Figura 17 – Fluxograma computacional representativo do modelo de Fang e Jawahir (2002).



Fonte: Fang e Jawahir (2002).

Quanto à formulação matemática do modelo, fez-se uso da técnica matricial de resolução de *slip-lines* aplicada por Dewhurst e Collins (1973). Para tal, a *slip-line* GE da Figura 18 é tomada como *slip-line* base e seu raio de curvatura é denotado por um vetor ($\vec{\sigma}$), pelos quais se obtém o que segue.

$$\vec{A}. \vec{\sigma} = \vec{B}(\rho. \omega). \vec{c}$$
 (Equação 45)

Tal que ρ é a magnitude do salto de velocidade através da *slip-line* ABCD; ω é a velocidade angular de rotação do cavaco ondulado; \vec{c} é um vetor coluna; e \vec{A} e \vec{B} são expressos por:

$$\vec{A} = \vec{I} - (\vec{P_{\eta 1 \eta 2}}, \vec{R_{\eta 1}}, \vec{G_{\zeta}}, \vec{Q_{\psi \eta 1}}, \vec{P_{\eta 2}^{*}})$$
(Equação 46)
+ $\vec{Q_{\eta 2 \eta 1}}, \vec{Q_{\psi \eta 2}}), (\vec{P_{\psi \eta 2}}, \vec{Q_{\eta 1}^{*}}, \vec{G_{\zeta}}, \vec{P_{\eta 2}^{*}}, + \vec{Q_{\eta 2 \psi}}, \vec{Q_{\eta 1 \eta 2}})$
$$\vec{B} = \vec{P_{\eta 1 \eta 2}}, \vec{R_{\eta 1}}, \vec{G_{\zeta}}(\vec{P_{\eta 1 \psi}} + \vec{Q_{\psi \eta 1}}, \vec{Q_{\eta 2}^{*}}) + \vec{Q_{\eta 2 \eta 1}}, \vec{P_{\eta 2 \psi}}$$
(Equação 47)

Sendo I a matriz identidade, e:

$$P_{\phi}^{*} = \begin{bmatrix} \phi_{0} & 0 & 0 & \cdots \\ \phi_{1} & \phi_{0} & 0 & \cdots \\ \phi_{2} & \phi_{1} & \phi_{0} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix}$$
(Equação 48)
$$Q_{\phi}^{*} = \begin{bmatrix} \phi_{1} & \phi_{2} & \phi_{3} & \cdots \\ \phi_{2} & \phi_{3} & \phi_{4} & \cdots \\ \phi_{3} & \phi_{4} & \phi_{5} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix}$$

Onde:

E:

$$\phi_m = \frac{\phi^m}{m!} \tag{Equação 50}$$

O operador matricial R_{ϕ} é definido por:

$$R_{\phi} = -\begin{bmatrix} \phi_{0} & \phi_{1} & \phi_{2} & \cdots \\ 0 & -\phi_{0} & -\phi_{1} & \cdots \\ 0 & 0 & \phi_{0} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix}$$
(Equação 51)

E as matrizes P e Q são obtidas por:

$$P_{\theta\psi} = R_{\theta}P_{\psi}^* \tag{Equação 52}$$

E:

$$Q_{\theta\psi} = R_{\psi}Q_{\theta}^{*}$$
 (Equação 53)

Define-se a matriz J:

$\begin{bmatrix} 0\\1 \end{bmatrix}$	0	0]	(Equação 54)
$J = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ \vdots \end{bmatrix}$	0 1 :	0 0 :	 :	

E o operador G_{ζ} :

$$G_{\zeta} = Q_{\theta\theta} + P_{\theta\theta}(I\cos\zeta - Jsen\zeta)^{-1}(J\cos\zeta - Isen\zeta)$$
(Equação 55)

A Figura 18 apresenta a geometria da ferramenta, onde " γ_0 " é o ângulo de saída da ferramenta; "h" é o comprimento da aresta de corte de contato restrito da ferramenta; "GW" é a largura da ranhura do cavaco; e BH é a altura da parede traseira do quebra-cavaco. A altura BH é igual a 0 para ranhuras padrão, de modo que adquire um valor positivo para ranhuras padrão com parede traseira aumentada ou um valor negativo para ranhuras padrão com parede traseira reduzida. Também são apresentados o raio de curvatura do cavaco (R_u); a espessura do cavaco (t_2); e o ângulo de retorno do cavaco (η_b).



Figura 18 - Geometria da ferramenta e parâmetros relacionados.

Fonte: Adaptado de Fang e Jawahir (2002).

Por meio da análise de forças, momentos e geometria de cavaco e ferramenta, obtém-se as seguintes funções:

$f_1 = F'_x - N_b = 0$	(Equação 56)
$f_2 = F'_y - F_b = 0$	(Equação 57)
$f_3 = M' + N_b. CC_2 - F_b. CC_1 = 0$	(Equação 58)
$f_4 = h^2 - (X_{f-gf} - Y_{f-bf})^2 - (X_{f-bf} - Y_{f-gf})^2 = 0$	(Equação 59)
$f_5 = \left(R_u + \frac{h_{ch}}{2}\right) \cdot \sin(\eta_b - \eta_g) - \frac{GW'}{2} = 0$	(Equação 60)

Onde F'_x , F'_y e M' representam os componentes da força resultante e momento fletor transmitidos através das *slip-lines* AC, CE e GE no ponto C. Por conveniência de cálculo F'_x e F'_y são tomados de modo que sejam paralelos a N_b e F_b, respectivamente. Por outro lado, $(X_{f-gf}; Y_{f-gf})$ são as coordenadas cartesianas no ponto F da *slip-line* GF com base no ponto G, e, $(X_{f-bf}; Y_{f-bf})$ são as coordenadas cartesianas no ponto F da *slip-line* BF com base no ponto B. Ademais, N_b e F_b são assumidos de forma a satisfazer a Lei de Coulumb do atrito. Finalmente, as variáveis intermediárias η_g e GW' são dadas por:

$$\eta_g = \tan^{-1} \left(\frac{BH + h. \sin \gamma_1}{GW} \right)$$
(Equação 61)
$$GW' = \sqrt{GW^2 + (h. \sin \gamma_1)^2}$$
(Equação 62)

Para resolução das equações previamente apresentados do modelo Fang e Jawahir (2002), os autores fizeram uso de um algoritmo de otimização não-linear, de modo que obtiveram a seguinte inequação:

$$\left(\frac{f_1}{k.t_1.a_p}\right)^2 + \left(\frac{f_2}{k.t_1.a_p}\right)^2 \left(\frac{f_3}{k.t_1^{-2}.a_p}\right)^2 + \left(\frac{f_4}{t_1^{-2}}\right)^2 < 10^{-10}$$
(Equação 63)

Tal que k é a tensão limite de cisalhamento do material no plano de cisalhamento AB; t_1 é a espessura do cavaco não deformada; e a_p é a profundidade de corte. Considerando que as forças transmitidas através das *slip-lines* CA, CD e DB são descritas pelos vetores \vec{F}_{CA} , \vec{F}_{CD} e \vec{F}_{DB} , respectivamente, então, a força resultante \vec{F} pode ser determinada adicionando esses três vetores, tal que:

$$\frac{\vec{F}}{k.t_1.a_p} = \frac{\vec{F}_{CA}}{k.t_1.a_p} + \frac{\vec{F}_{CD}}{k.t_1.a_p} + \frac{\vec{F}_{DB}}{k.t_1.a_p}$$
(Equação 64)

Outrossim, a espessura do cavaco e o raio de curvatura são calculados por:

$$h_{ch} = 2\left(\frac{V_{g'}}{\omega} - R_u\right)$$
(Equação 65)
$$R_u = \frac{1}{2}\sqrt{\left(\frac{V_c}{\omega}\right)^2 + \left(\frac{\rho}{\omega}\right)^2 + 2 \cdot \frac{V_c}{\omega} \cdot \frac{\rho}{\omega} \cdot \cos \alpha_1} + \frac{V_{g'}}{2\omega}$$
(Equação 66)

De forma que $V_{g'}$ é a velocidade do cavaco no instante em que deixa a ferramenta e α_1 é apresentado na Figura 18.

Finalmente, o modelo de Fang e Jawahir (2002) deve satisfazer quatro condições de restrição, as quais são:

$$\frac{\pi}{2} - 1 - 2\alpha_1 \le \frac{P_A}{k_{AB}} \le 2\alpha_1 - \frac{3\pi}{2} + 1$$
(Equação 67)

$$2\cos\left(\alpha_2 - \frac{\pi}{4}\right) - 1 \le \frac{P_A}{k_{AB}} \le 1 + 2\left(\alpha_2 - \frac{\pi}{4}\right)$$
(Equação 68)

$$\gamma_1 + \zeta_1 + \psi \ge 0$$
(Equação 69)

$$\eta_b \ge \gamma_1$$
(Equação 70)

Onde P_A é a pressão hidrostática no ponto A, na superfície livre, e α_2 é apresentado na Figura 18. ζ é equivalente a $1/2 \cos^{-1}(\frac{\tau}{k})$, onde *k* é a tensão do fluxo de cisalhamento na interface cavaco/ferramenta; e τ é a tensão de cisalhamento por atrito na face da ferramenta.

2.2.5.4 Cálculo das forças de corte através das linhas de cisalhamento máximo

Dewhurst e Collins (1973) fornecem um método usando uma expansão de séries de potência das coordenadas e dos raios de curvatura para determinar as forças transmitidas pelas diferentes linhas de cisalhamento máximo. Uma linha de cisalhamento máximo com curvatura positiva é submetida a uma pressão hidrostática P_0 atuando em seu ponto base O. As equações 71 e 72 podem ser usadas para determinar os componentes de força ($F\bar{x}, F\bar{y}$) que atuam no lado côncavo do arco da linha de cisalhamento nas direções das coordenadas de Mikhlin (\bar{x}, \bar{y}) do ponto final da linha de cisalhamento.

$$\frac{F\bar{x}}{k} = \bar{x} - \frac{P_0}{k}\bar{y} + 2\int_0^{\phi} tsen(\phi - t)R(t)dt$$
 (Equação 71)

$$\frac{F\bar{y}}{k} = \bar{y} - \frac{P_0}{k}\bar{x} + 2\int_0^{\phi} t\cos(\phi - t)R(t)dt$$
 (Equação 72)

Onde Ø é a amplitude angular da linha de cisalhamento, k é a tensão limite de cisalhamento do material e as integrais podem ser substituídas conforme equações 73 e 74:

$$\int_{0}^{\phi} t\cos(\phi - t)R(t)dt = \sum_{n=0}^{\infty} c_n \frac{\phi^n}{n!}$$
(Equação 73)

$$\int_{0}^{\phi} t\sin(\phi - t)R(t)dt = \sum_{n=0}^{\infty} c_n \frac{\phi^n}{n!}$$
(Equação 74)

Onde os coeficientes c_n são calculados pela relação recorrente da equação 75:

$$\int_{0}^{\phi} t\cos(\phi - t)R(t)dt = \sum_{n=0}^{\infty} c_n \frac{\phi^n}{n!}$$
 (Equação 75)

Fang (2002) utilizou o círculo de tensões de mohr a partir do ponto A, na superfície livre do modelo de linhas de cisalhamento máximo proposto na Figura 14, para calcular a pressão hidrostática nos pontos a partir da pressão hidrostática no ponto A e os ângulos das linhas de cisalhamento, e obteve as seguintes relações:

$$P_{C} = P_{A} - 2k\theta \qquad (Equação 76)$$

$$P_{D} = P_{A} + 2k(-\theta + \eta_{2}) \qquad (Equação 77)$$

$$P_{B} = P_{A} + 2k(-\theta + \eta_{2} + \eta_{1}) \qquad (Equação 78)$$

Onde P_c é a pressão hidrostática no ponto C do modelo de linhas de cisalhamento máximo proposto, P_D é a pressão hidrostática no ponto D e P_B é a pressão hidrostática no ponto B. E θ , η_2 , η_1 , são os ângulos das linhas de cisalhamento máximo.

2.2.6 Modelo de Wang & Jawahir

Um modelo preditivo alternativo para o atrito da interface ferramenta-cavaco e os efeitos do quebra-cavaco na usinagem com ferramentas de corte de contato restrito foram propostos por Wang e Jawahir (2003). Também foi feita uma análise do efeito

dos parâmetros da geometria da ferramenta, como – por exemplo – largura da ranhura e altura do quebra cavaco, nos parâmetros de usinagem. Uma nova metodologia para prever o atrito na interface ferramenta-cavaco, que fornece uma gama de soluções para combinações de parâmetros de geometria da ferramenta, foi desenvolvida e apresentada com um estudo de caso demonstrando uma solução única.

Neste modelo, derivado do modelo universal de *slip-line* universal, anteriormente apresentado por Fang *et al.* (2001), quatro importantes parâmetros de usinagem são considerados por Wang e Jawahir (2003): forças de corte, razão de espessura do cavaco, ângulo de retorno do cavaco e raio de curvatura do cavaco. Em suma, o modelo está embasado modelo universal de *slip-line* de plástico rígido, no princípio do valor máximo para a determinação do estado de tensão da região plástica nos processos de usinagem, na técnica matricial de Dewhurst e Collins (1973) para resolver numericamente os problemas da *slip-line* e nos algoritmos numéricos para a solução de equações não lineares.

Aplicando o modelo de *slip-line* na usinagem com ferramentas ranhuradas, os contornos da geometria de cavaco, a espessura de cavaco t_2 e o raio de curvatura de cavaco R_u são obtidos em relação às faixas de $P_A/k \in \tau/k$. Se a atual geometria de cavaco (ou seja, $t_2 \in R_u$) é dada, os atuais valores de $P_A/k \in \tau/k$ podem ser determinados encontrando a interseção das duas curvas no contorno de sobreposição de $t_2 \in R_u$. O modelo de *slip-line* pode, então, ser aplicado para prever forças de corte, ângulo de retorno de cavaco entre outros (WANG e JAWAHIR, 2003).

A Figura 19 representa a estrutura básica do método preditivo para o atrito na interface ferramenta-cavaco.

Figura 19 - Estrutura básica da nova metodologia para prever o atrito na interface ferramenta-cavaco.





Assume-se, em um caso de estudo, que $t_1/h = 0.9$, $\gamma_0 = 5^\circ$, BH/h = 0, GW/h = 5, $\mu_B = 0.2$, intervalo para P_A/k sendo 0.75–1.00 e intervalo para τ/k sendo 0.7–1.0. Assim sendo, a Figura 20(a) mostra os valores previstos R_u/t_1 e a Figura 20 (b) os valores de t_2/t_1 dentro do intervalo de $P_A/k = \tau/k$ baseado no modelo de *slip-line* e nos algoritmos de interpolação numérica. (WANG e JAWAHIR, 2003).



Figura 20 - Previsão para R_u/t_1 e t_2/t_1

0.90

0.95

1.00

0.75

0.80

0.85



0.5

0.8

0.75

τ/k

0.85

0.8

 P_A/k

 R_u/t_l

(b) t_2/t_1

Fonte: Wang e Jawahir (2003).

Finalmente, a Figura 21 mostra o ponto de solução dando o estado exato de tensões para as condições de entrada dadas (WANG e JAWAHIR, 2003).



Figura 21 - Metodologia para prever o estado das tensões (Dados: $t_2/t_1 = 1,65$, R_u/t_1 = 7,5)

Fonte: Wang e Jawahir (2003).

Através da figura 21 com os dados de entrada de: $t_2/t_1 = 1,65$, $R_u/t_1 = 7,5$, foram obtidos os valores de $P_A/k=0,88 \text{ e } \tau/k=0,85$.

2.3 ATRITO NA INTERFACE CAVACO FERRAMENTA

2.3.1 Modelos e dados de atrito

Mesmo após mais de um século de estudos e avanços, o atrito e o desgaste são ainda muito significativos para a pesquisa e a modelagem na área da usinagem. O conhecimento existente sobre o atrito no corte de metal é insuficiente para modelar com precisão os fenômenos mecânicos, térmicos e tribológicos. A determinação de valores apropriados para o coeficiente de atrito é, muitas vezes, baseada em simplificações inaceitáveis, que incluem o uso do modelo de corte ortogonal e a lei de Coulomb (SHAW, 1989).

O atrito entre corpos em contato é importante em todas as aplicações da engenharia, nas quais superfícies metálicas sólidas estão em contato deslizante entre si. Isto é particularmente importante no corte de metal onde a deformação plástica da contraparte mais macia (material de trabalho) ocorre sob alta pressão normal. O comprimento do contato é determinado pelo comportamento de corte, e o contato

ocorre nas faces de saída e de folga da ferramenta, dependendo das condições de corte. A energia é dissipada durante o movimento relativo das superfícies de contato da ferramenta, do cavaco e da superfície usinada recém-formada (GRZESIK, 2017).

Além disso, Grzesik (2017) acrescenta que o atrito é influenciado pelo desgaste da ferramenta, o que aumenta o consumo de energia. A quantidade adimensional de atrito é o coeficiente de atrito, definido como a razão das forças que atuam paralelamente (F) e perpendicularmente (N) à superfície entre os dois corpos em movimento relativo ($\mu = F/N$). Em geral, três mecanismos físicos genéricos são responsáveis pelo atrito:



Figura 22 – Componentes básicos do atrito de deslizamento

Fonte: Holmberg e Matthews(1998)

• Adesão (μ_a), que envolve o cisalhamento de junções micro-soldadas formadas pelo contato de asperezas superficiais em pressão e temperatura altas;

 Sulcamento (μ_p), provoca a deformação de arestas de corte arredondadas, mas sem remover material.

 Deformação plástica de asperezas (μ_d), causando fluxo de material quando um corpo desliza sobre outro, que é responsável pelo coeficiente de atrito estático;

O mecanismo dominante do atrito de deslizamento tende a ser a interação adesiva entre as asperezas superficiais, especialmente para materiais não viscoelásticos. No entanto, superfícies de contato mais rugosas e o desgaste da ferramenta resultam em deformação plástica mais intensa das asperezas, aumentando o atrito (GRZESIK, 2017).

Adesão e deformação plástica como fenômenos dominantes de atrito são integrados em uma teoria de atrito molecular-mecânica desenvolvida por Kragelsky *et al.* (1982). Posteriormente, esse conceito de atrito foi utilizado por Grzesik (1999) para prever a altura da rugosidade.

A presença dos três mecanismos básicos do atrito foi confirmada em um conceito macroscópico de atrito, chamado por Suh e Sin (1981) de Gênese do Atrito. Foram determinados experimentalmente os seguintes valores típicos dos três componentes do coeficiente de atrito (valores máximos entre parênteses): $\mu_a = 0 - 0.4(0.51)$, $\mu_d = 0 - 0.43(0.75)$, e $\mu_p = 0 - 0.4(1.0)$.

Assim, o sulcamento das superfícies de contato pelas asperezas duras e partículas de desgaste é um importante mecanismo de atrito. No entanto, sua participação depende das condições tribológicas de contato. A presença de revestimentos de baixo atrito e lubrificantes fluidos reduz drasticamente o atrito (GRZESIK, 2017).

A modelagem do atrito é, segundo Grzesik (2017), uma tarefa muito difícil, haja vista que é influenciada por uma série de fatores, como – por exemplo – microgeometria de contato, movimento relativo, forças aplicadas, temperatura, rigidez e vibração.

Geralmente, os valores do coeficiente de atrito usados na modelagem analítica e numérica de corte de metal são muito inferiores aos medidos em ensaios ortogonais de corte. Os modelos assumem $\mu = 0-0,5(0,6)$, enquanto os valores obtidos experimentalmente podem exceder 1 e, às vezes, aproximam-se de 2. (ASTAKHOV, 2013).

Revisando brevemente os modelos de atrito existentes, saliente-se que a caracterização realista do atrito entre ferramenta e cavaco é necessária para modelar o comportamento da zona de deformação secundária. O atrito da face de saída da ferramenta foi, até então, vastamente modelado em termos de um coeficiente de atrito constante baseado no modelo de atrito de Coulomb (GRZESIK, 2017).

O coeficiente de atrito médio na interface ferramenta-cavaco pode ser calculado a partir das forças de corte ou das tensões médias do contato ferramenta-cavaco (vide Figura 23) (GRZESIK, 2008).



Figura 23 - (a) Modelo de forças de cisalhamento do fabricante na zona de formação de cavacos, e (b) Modelo de distribuição de tensão de contato de Zorev



A relação entre a força de atrito $F_{\gamma 0}$ e a força normal $F_{\gamma 0N}$ produz um coeficiente de atrito médio na face de inclinação é dada a seguir:

$$\mu = \frac{F_{\gamma 0}}{F_{\gamma 0 N}} = \frac{F_c \sin \gamma_0 + F_f \cos \gamma_0}{F_c \cos \gamma_0 - F_f \sin \gamma_0}$$
(Equação 79)

sendo: F_c a força de corte, F_f a força de avanço e γ_0 o ângulo de saída da ferramenta.

O modelo de aderência-deslizamento (*sticking-sliding*) de Zorev, mostrado na Figura 23 (b), distingue a zona de aderência (contato plástico ou adesão) perto da borda da ferramenta e o deslizamento (contato elástico) além da região de aderência. A tensão normal de compressão é máxima na aresta de corte e tende a zero no fim do contato ferramenta-cavaco. A tensão de cisalhamento exibe um platô na zona de aderência e diminui na zona de deslizamento.

2.3.2 Revestimento em ferramentas de corte

Aceita-se, comumente, que o revestimento deve oferecer, principalmente, proteção da ferramenta contra a adesão, a difusão e o desgaste abrasivo intensivo, além de proporcionar uma barreira contra o calor intenso que flui da área de contato para o volume do material de substrato. Outrossim, entre 40% e 80% de todas as operações de usinagem, são realizadas utilizando pastilhas revestidas, haja vista a vasta adequabilidade de filmes duros para prolongar a vida útil da ferramenta (GRZESIK, 2000).

Os revestimentos de ferramentas de corte podem modificar significativamente o comportamento do atrito na interface ferramenta-material de trabalho. Além disso, há também uma significativa influência do substrato (MELKOTE *et al.*, 2017).

Também Grzesik (2000) ressalta as melhorias significativas no desempenho do processo de corte que acompanham a utilização de revestimentos nas ferramentas.

Basicamente, os fabricantes de ferramentas de corte usam quatro grandes grupos de componentes de revestimento duro. São eles: grupo de materiais à base de titânio (TiN, TiC e Ti(C, N)) frequentemente suplementados por Al ou Cr ((TiAl)N, TiAION, CrCN), revestimentos cerâmicos como Al₂O₃ e dois grupos especiais incluindo revestimentos super-duros e revestimentos lubrificantes sólidos (MoS₂ ou grafite puro WC/C). Esses revestimentos colaboram para reduzir força e potência na usinagem devido à diminuição do atrito na interface ferramenta-cavaco – que, por sua vez, reduz energia de corte, temperatura de contato e desgaste da ferramenta (GRZESIK, 2000).

Segundo Souza (2011), o revestimento Al₂O₃ é muito empregado pela sua dureza, por sua inércia química e sua baixa condutividade térmica a altas temperaturas e geralmente aplicado em camadas intermediárias. O TiN se apresenta geralmente como a camada mais externa pois proporciona baixos coeficientes de atrito entre a ferramenta e o cavaco e entre a ferramenta e a peça.

Conforme mostram os estudos de Zemzemi *et al.* (2014), um substrato de CBN possui um coeficiente de atrito muito baixo, na faixa de 0,1 a 0,2, ao usinar Inconel 718, enquanto ferramentas de metal duro com cobertura TiAIN possuem um coeficiente de atrito na faixa de 0,2 a 0,4. Em contrapartida, HSS e carbonetos produzem uma severa aderência e possuem alto coeficiente de atrito, enquanto o PCD proporciona um contato auto-lubrificado ao usinar ligas de alumínio.

2.3.3 Ferramentas de contato restrito (Rc)

Ferramentas de contato restrito são ferramentas que tem um comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta menor que o comprimento natural de contato para um dado conjunto de parâmetros (Fang e Jawahir, 2001). As ferramentas de contato restrito são conhecidas desde 1925, quando o pesquisador alemão Klopstock testou uma ferramenta de contato restrito no torneamento e obteve vantagens como: menor força de corte, menor força de avanço, menor temperatura de cavaco e maior vida da ferramenta(DE CHIFFRE, 1982).

As pesquisas voltadas às ferramentas de contato restrito (RC) surgiram na literatura, após um tempo de estagnação, em 1960. Tanto o uso prático de ferramentas RC como simplificação em investigações sobre a mecânica de corte são abordadas nas pesquisas existentes. Mais recentemente, o recurso de controle de atrito do ferramental RC foi explorado em geometrias mais sofisticadas de formação de cavacos (DE CHIFFRE, 1982).

Conforme as deduções de De Chiffre (1977) e De Chiffre e Wanheim (1981), o comprimento do contato entre o cavaco e a face de inclinação da ferramenta controla o processo de corte. Aplicando considerações muito simples da teoria da plasticidade,

a seguinte relação entre o fator de comprimento de contato (dado por $n = h/t_1$; onde "h" é o comprimento de contato e " t_1 " é o avanço) e o fator de recalque (dado por $\lambda = t_2/t_1$; onde " t_2 " é a espessura do cavaco) é dada por (tal que γ_0 é o ângulo de saída da ferramenta):

$$\lambda = \sqrt{(1 + n \cos \gamma_0)}$$
 (Equação 80)

Observa-se a partir da equação que um comprimento de contato mais curto implica em um cavaco mais fino, o que significa tensões, forças e temperaturas mais baixas, como pode ser expresso quantitativamente usando o modelo do qual a equação foi derivada. Portanto, a tensão de cisalhamento do cavaco (τ) será:

$$\tau = \frac{\lambda}{\cos \gamma_0} + \frac{1}{\lambda \cos \gamma_0} - 2 \tan \gamma_0$$
 (Equação 81)

Dessa forma, a força de corte principal (F_c) será dada por:

$$F_c = 2.t1.b.k\left(\frac{\lambda}{\cos\gamma_0} - \tan\gamma_0\right)$$
 (Equação 82)

Por outro lado, o aumento da temperatura adiabática no cavaco (ΔT) será:

$$\Delta T = \frac{2k}{\rho 0.c} \left(\frac{\lambda}{\cos \gamma_0} - \tan \gamma_0 \right)$$
 (Equação 83)

Onde: $\rho 0$ é a densidade; e *c* é o calor específico.

Quando a redução do comprimento de contato é realizada por meio de uma ferramenta RC, o fenômeno pode ser descrito pelo modelo de De Chiffre (1977). Infere-se deste modelo que a compressão de cavacos diminui à medida que o comprimento do contato é restrito. Ademais, o ângulo de cisalhamento (Φ) é geometricamente relacionado ao fator de compressão de cavacos através da expressão:

$$\cot \Phi = \frac{\lambda}{\cos \gamma_0} - \tan \gamma_0$$
 (Equação 84)

A restrição do comprimento de contato usando ferramentas RC leva, portanto, a um aumento do ângulo de cisalhamento, ao passo que a restrição do comprimento do contato reduzirá as forças de corte (DE CHIFFRE, 1982).

De Chiffre (1982) afirma ainda que a restrição do comprimento de contato por ferramentas RC aumenta as tensões médias na face de saída da ferramenta, alterando as distribuições de tensão. É importante frisar que a região de atrito de deslizamento é reduzida e podemos considerar que a região de aderência terá a maior influência na composição da força de atrito existente na face de inclinação da ferramenta RC, tal como apresentado na Figura 24.

Figura 24 - Distribuição de tensão de cisalhamento em ferramenta de contato natural(a) e natural x restrito(b). Distribuição sugerida para tensão de cisalhamento.



Fonte: Adaptado de Sata (1963) apud De Chiffre (1982).

Na Figura 24(b) observa-se a comparação de distribuição de tensão de cisalhamento entre uma ferramenta de contato restrito e uma ferramenta de contato natural, de acordo com as regiões identificadas como região de aderência e região de deslizamento na Figura 23(b), verifica-se que a ferramenta de contato restrito tem o predomínio da região de aderência. As ferramentas RC podem promover a formação de uma aresta postiça de corte estável (BUE¹). Esta BUE pode, sob cargas elevadas, formar um cavaco secundário que se afasta do cavaco principal. Por outro lado, a restrição da face de saída da ferramenta reduz a ondulação do cavaco. Outrossim, a presença de uma BUE estável e o endireitamento do cavaco alteram o fluxo de cavacos (DE CHIFFRE, 1982).

Dentre algumas vantagens das ferramentas RC, ressalta-se que devido a temperaturas mais baixas, a vida útil da ferramenta geralmente é melhorada usando esse tipo de corte. Ademais, o corte RC é geralmente acompanhado por um melhor acabamento superficial da peça de trabalho e as vibrações também são reduzidas.

¹ Sigla do termo em inglês: *Stable Built-up Edge.*

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 ASPECTOS GERAIS

Esse capítulo descreve os procedimentos numéricos e experimentais que foram adotados no desenvolvimento deste trabalho. O foco do estudo está na comparação, através de simulação numérica pelo método de linhas de cisalhamento máximo, do coeficiente de atrito de três tipos de insertos com revestimentos diferentes em torneamento ortogonal do aço AISI 1045. A Figura 25, mostra um fluxograma com as etapas adotadas no estudo para obtenção dos coeficientes de atrito calculados neste trabalho.

Figura 25 – Fluxograma das etapas adotadas para a obtenção dos resultados de coeficiente de atrito.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As etapas para a obtenção dos coeficientes de atrito para os diferentes materiais de revestimento utilizados e para os diferentes parâmetros ensaiados foram divididas em procedimentos experimentais e procedimentos numéricos.

Os procedimentos experimentais foram realizados para complementar os dados necessários para a simulação numérica, validar o modelo e verificar a hipótese adotada. Primeiramente foram dimensionados os três insertos que seriam utilizados nos ensaios. Em seguida foram realizados ensaios de torneamento para obtenção das forças de corte e dimensionamento dos cavacos gerados. Após a realização dos ensaios de torneamento nas condições especificadas foram medidos o raio de curvatura e espessura dos cavacos obtidos nos ensaios.

Os procedimentos numéricos adotados foram realizados em quatro etapas. Primeiramente foi realizada a simulação numérica da obtenção dos parâmetros: razão do raio de curvatura do cavaco pelo avanço e razão da espessura do cavaco pelo avanço e os resultados obtidos foram comparados com os resultados obtidos no artigo de WANG (WANG.e JAWAHIR; 2003) para validar o procedimento. Na segunda etapa foi realizada a simulação numérica com os parâmetros obtidos da medição dos perfis das ferramentas e valores de avanço utilizados nos ensaios. A terceira etapa foi realizada inserindo os valores obtidos de raio de curvatura do cavaco e espessura do cavaco obtidos nos ensaios para obtenção dos valores de tensão de cisalhamento por atrito na face da ferramenta pela tensão limite de cisalhamento do material (τ/k) e da pressão hidrostática no ponto A, na superfície livre, em razão da tensão limite de cisalhamento do material, (P_a/k) . Finalmente com os valores obtidos de τ/k para cada condição de ensaio foram calculadas as forças de corte e força de avanço normalizadas em razão da tensão limite de cisalhamento do material e a partir destas forças foi calculado o coeficiente de atrito para cada um dos três revestimentos utilizados.

Os insertos utilizados neste trabalho possuem revestimentos diferentes e estão listados na tabela 01.

	CÓDIGO ISO	CÓDIGO DO FABRICANTE	REVESTIMENTO DO
INSERTO	INSERTO	DO REVESTIMENTO	INSERTO
1	TNMG1604087N	TN20P	TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN/CVD
2	TNMG160408RH	WP15CT	TiN-TiCN- <i>Al</i> ₂ 0 ₃ - ZrCN/CVD
3	TNMG160408RH	WK20CT	TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃ /CVD

Tabela 1 – Insertos utilizados para realização dos ensaios.

Fonte: Elaborado pelo autor.

3.2 MÉTODOS EXPERIMENTAIS

3.2.1 Medição dos insertos utilizados

Foram realizadas as medições da geometria dos insertos de corte escolhidos através da pesquisa exploratória. Esta modelagem foi feita a partir de uma medição do perfil do inserto através de imagens geradas em um projetor de perfil, obtendo os parâmetros geométricos necessários para o cálculo das linhas de cisalhamento máximo que, conforme mostrado na Figura 26, são:

- h Comprimento de contato restrito da ferramenta;
- γ_0 ângulo de saída primário da ferramenta;
- GW Comprimento do quebra cavaco;
- BH Altura do quebra cavaco.

Figura 26 – Parâmetros geométricos da ferramenta com contato restrito.



Fonte: Adaptado de Fang e Jawahir (2002)

3.2.2 Ensaios de torneamento

A segunda etapa da pesquisa experimental foi realizada no laboratório de dinâmica da usinagem da Udesc no Torno Revolution RU 220 Nardini. Foi acoplado um Dinamômetro Kistler modelo 9272 e um computador com *software* de aquisição de dados para a medição das componentes das forças de corte no processo de torneamento ortogonal de corpos de prova com profundidade de corte (a_p), constante igual a 2mm. Foram variados os parâmetros velocidade de corte (V_c) e o avanço (f), para 3 insertos com revestimentos diferentes. V_c entre 60m/min a 140m/min. Na razão entre o avanço e o comprimento de contato restrito da ferramenta foram mantidos valores entre 0,4 e 0,8. Não foi utilizado fluído de corte. Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios são apresentados na Tabela 2.

Ensaio	Vc [m/min]	f [mm/rev]	Material da Última Camada do Inserto
1	60	0,16	TiN
2	100	0,16	TiN
3	140	0,16	TiN
4	60	0,20	TiN
5	100	0,20	TiN
6	140	0,20	TiN
7	60	0,24	TiN
8	100	0,24	TiN
9	140	0,24	TiN
10	60	0,16	ZrCN
11	100	0,16	ZrCN
12	140	0,16	ZrCN
13	60	0,20	ZrCN
14	100	0,20	ZrCN
15	140	0,20	ZrCN
16	60	0,24	ZrCN
17	100	0,24	ZrCN
18	140	0,24	ZrCN
19	60	0,16	Al_2O_3
20	100	0,16	Al_2O_3
21	140	0,16	Al_2O_3
22	60	0,20	Al_2O_3
23	100	0,20	Al_2O_3
24	140	0,20	Al_2O_3
25	60	0,24	Al_2O_3
26	100	0,24	Al_2O_3
27	140	0,24	Al ₂ O ₃

Tabela 2 – Parâmetros de corte avaliados.

Fonte: Elaborada pelo autor.

De acordo com os parâmetros foi projetado um corpo de prova para torneamento em corte ortogonal conforme ANEXO I. O corpo de prova foi confeccionado com este formato para permitir a realização de pelo menos 3 ensaios em cada lado. Com a definição do formato a ser utilizado foi realizada a usinagem dos corpos de prova conforme Figura 27.



Figura 27 - corpo de prova usinado para ensaios iniciais.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A bancada de ensaios montada para os ensaios de medição das componentes de força de corte com o dinamômetro fixado ao torno e conectado ao condicionador de sinais que está conectado ao computador pode ser visto na Figura 28. Figura 28 – bancada de ensaios para medição das componentes de Força no torneamento.



Fonte: Elaborada pelo autor.

O corpo de prova foi fixado no torno através de uma placa de 3 castanhas e o dinamômetro e a ferramenta com a aresta de corte foram posicionados ortogonalmente em relação ao corpo de prova conforme Figura 29 onde a região de contato da ferramenta com o cavaco ficou afastada da ponta da ferramenta para garantir o corte ortogonal, conforme Figura 30.

Figura 29 – posicionamento do dinamômetro em relação ao corpo de provas.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Figura 30 é possível observar que a região de contato entre cavaco e ferramenta, circulada em vermelho, possui o mesmo perfil de formato em toda a largura de contato.



Figura 30 – região de contato cavaco-ferramenta.

Fonte: Elaborada pelo autor.

O condicionador de sinal foi conectado a um computador, conforme Figura 31, o condicionador trata os sinais recebidos do dinamômetro e os transmite para o computador, de onde foram extraídos os resultados numéricos das forças medidas durante os ensaios.

Figura 31 – posicionamento do dinamômetro em relação ao corpo de provas.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Os insertos foram montados em um porta ferramenta tipo MTJNR2020K16. O porta ferramenta utilizado tem um ângulo de inclinação de -6º e um ângulo de saída ortogonal de -6º. A Figura 32 mostra o porta ferramenta montado com o inserto.



Figura 32 – ferramenta montada para realização dos ensaios.

Fonte: Elaborada pelo autor.

3.2.3 Medições dos cavacos

As amostras obtidas dos ensaios de torneamento foram analisadas em um microscópio digital usb com até 160 vezes de ampliação e câmera de 2,0 Megapixels acoplado a um computador com *software* Matscope Zeiss. O raio de curvatura (R_u) foi obtido através do valor da metade da média entre o valor da medição do diâmetro externo do cavaco somado ao valor medição do diâmetro interno do cavaco. A espessura do cavaco(t_2) foi obtida através da diferença entre o diâmetro externo e diâmetro interno dividida por 2. O equipamento utilizado por ser visto na Figura 33.

Figura 33 - equipamento utilizado para medição dos cavacos.



Fonte: Elaborado pelo autor.
3.3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Os trabalhos de simulação numérica para obtenção do coeficiente de atrito no processo de usinagem utilizaram rotinas de cálculo formuladas no programa *Matlab* e foram realizados em quatro etapas. As etapas de simulação numérica tiveram como base o método elaborado por WANG e JAWAHIR (2003), mostrado na Figura 19, e acrescentada de mais uma etapa de cálculo com o objetivo de obtenção do coeficiente de atrito para os parâmetros de corte e insertos utilizados.

O primeiro algoritmo implementado foi utilizado para obtenção dos parâmetros: razão do raio de curvatura do cavaco pela espessura do cavaco indeformado (R_u/t_1), e razão da espessura do cavaco pela espessura do cavaco indeformado (t_2/t_1), conforme passos mostrados no fluxograma apresentado na Figura 34.

Figura 34 – Fluxograma para obtenção dos valores de espessura do cavaco e Raio de curvatura do cavaco, ambos em função do valor de avanço.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O algoritmo implementado utiliza o método de linhas de cisalhamento máximo e tem como entradas os valores da pressão hidrostática no ponto A, cuja a localização na superfície livre pode ser verificada na Figura 14, em razão da tensão limite de cisalhamento do material, P_a/k , e da tensão de cisalhamento por atrito na face da ferramenta em razão da tensão limite de cisalhamento do material, τ/k .

Também são entradas da rotina os parâmetros geométricos da ferramenta apresentados na Figura 26 e a razão entre o valor do avanço utilizado e o comprimento da aresta da ferramenta de contato restrito (t_1/h) . Os valores obtidos de para cada combinação de valores de P_a/k e τ/k pelo algoritmo serão comparados com os valores experimentais obtidos de t_2/t_1 e R_u/t_1 para a obtenção dos valores de P_a/k e τ/k de cada condição de ensaio.

A otimização da função foi feita por Algoritmos Genéticos do *Matlab* considerando: número de gerações – MAXGEN =150 e número de indivíduos - NIND= 150 com uma função erro que é o somatório das condições das equações 56 a 60. As etapas da simulação numérica serão descritas nos subitens seguintes 3.3.1 a 3.3.4.

3.3.1 Primeira etapa: validação do algoritmo para cálculo do raio de curvatura e espessura do cavaco.

Para a validação algoritmo de simulação numérica desenvolvido de acordo com o fluxograma apresentado na Figura 34, o programa foi executado com os mesmos parâmetros de entrada apresentados no artigo de Wang e Jawahir (2003). Os parâmetros: h, γ_0 , GW, BH, são medidas da ferramenta, e tem sua localização mostrada na Figura 26, os valores de entrada mostrados no artigo de Wang e Jawahir (2003) estão relacionados a seguir:

- Razão entre o avanço e o comprimento de contato restrito da ferramenta (t₁/h) =0.9;
- ângulo de saída da ferramenta (γ_0) = 5°;

- Razão entre o comprimento do quebra cavaco e o comprimento de contato restrito da ferramenta (GW/h) = 5;
- Razão entre a altura do quebra cavaco e o comprimento de contato restrito da ferramenta (BH/h) = 0;
- Coeficiente de atrito no contato com o quebra cavaco da ferramenta $(\mu_b) = 0.2$
- Razão entre a pressão hidrostática no ponto A pela tensão limite de cisalhamento do material (P_a/k) = intervalo entre 0.75 a 1.0
- razão entre a tensão de cisalhamento por atrito na face da ferramenta pela tensão de cisalhamento do material (τ/k) = intervalo entre 0.70 a 1.0

Os resultados obtidos pela simulação foram comparados com os resultados obtidos no artigo de Wang e Jawahir(2003). Na Figura 35, estão plotados os valores da razão entre o raio de curvatura e o avanço(R_u/t_1) obtidos pelo modelo e os mostrados no artigo em função dos valores de P_a/k e τ/k .

Para valores de τ/k até 0,9 os valores obtidos pelo modelo estão próximos aos mostrados no artigo. Quanto mais próximo o valor de τ/k estiver de 1, os erros do modelo começam a ficar maiores.



Figura 35 – Resultados de R_u/t_1 em função de P_a/k e τ/k .

Fonte: Elaborado pelo autor.

Também foram comparados os valores da razão entre a espessura do cavaco e o avanço (t_2/t_1) obtidos pelo modelo e os mostrados no artigo e da mesma forma que para os valores de R_u/t₁ ao ficar mais próximo de 1 o valor de τ/k , os erros do modelo começam a ficar maiores. Os resultados foram plotados e estão na figura 36.



Figura 36 – resultados de t_2/t_1 em função de P_a/k e τ/k

Fonte: Elaborado pelo autor.

Após a obtenção dos valores de R_u/t_1 e t_2/t_1 em função de P_a/k e τ/k , tal como apresentado no artigo de Wang e Jawahir(2003), foram obtidos os valores de P_a/k e τ/k , para as condições de $R_u/t_1=1,65$ e $t_2/t_1=7,5$, e os resultados obtidos pelo algoritmo apresentado foram comparados com os resultados mostrados no artigo. A Tabela 3 mostra os resultados e é possível verificar que os valores obtidos pelo modelo apresentado ficaram muito próximos aos do artigo, validando assim o algoritmo implementado e finalizando a primeira etapa da simulação numérica.

Tabela 3 – Resultado de P_a/k e τ/k para R_u/t_1 =1,65 e t_2/t_1 =7,5.

	P_a/k	τ/k
Wang e Jawahir(2003)	0,88	0,85
Algoritmo	0,8774	0,878
Fonte: Elaborado pelo autor.	•	

3.3.2 Segunda etapa: Cálculo do raio de curvatura e espessura do cavaco para os parâmetros geométricos e condições de corte utilizadas nos ensaios.

Após a validação do algoritmo para cálculo do raio de curvatura e espessura do cavaco, ambos em função do valor de avanço utilizado, a etapa seguinte é o cálculo através do algoritmo dos valores destes parâmetros em função de valores de P_a/k e τ/k .

Utilizando como entradas as condições de avanço dos ensaios a serem realizados, conforme Tabela 2, com valores de 0,16mm, 0,20mm e 0,24mm, com os parâmetros geométricos da ferramenta de contato restrito utilizada, mostrados na Figura 26, e determinados pela medição do inserto a ser utilizado.

Os valores obtidos são registrados e posteriormente são usados para a obtenção dos valores de de $P_a/k = \tau/k$ com os resultados obtidos experimentalmente do raio de curvatura e espessura de cavaco, conforme descrito no item 3.3.3.

3.3.3 Terceira etapa: obtenção de $P_a/k \in \tau/k$ a partir dos resultados obtidos de $R_u/t_1 \in t_2/t_1$ experimentalmente.

Com os resultados obtidos experimentalmente de R_u/t_1 e t_2/t_1 e com os resultados obtidos através da simulação realizada no item 3.3.2, foi feito um novo algoritmo para encontrar os valores de P_a/k e τ/k para cada um dos ensaios realizados. O algoritmo lê os resultados das simulações realizadas, ajusta através de funções polinomiais os valores da razão entre o raio de curvatura do cavaco e o avanço, e os valores da razão entre a espessura do cavaco e o avanço em função de P_a/k e τ/k . As funções polinomiais utilizadas têm sua forma mostrada na equação 85.

$$f(x, y) = p_0 + p_1 x + p_2 y + p_3 x^2 + p_4 xy + p_5 y^2$$
 (Equação 85)

Com as funções polinomiais ajustadas o algoritmo calcula a diferença entre os valores experimentais obtidos do raio de curvatura do cavaco e a espessura do cavaco e os polinômios ajustados e encontra a combinação de P_a/k e τ/k que gere a menor

diferença entre os valores obtidos experimentalmente e os valores obtidos numericamente. O fluxograma do algoritmo utilizado está ilustrado na Figura 37.

Figura 37 –Fluxograma com as etapas para obtenção de P_a/k e τ/k para os ensaios realizados.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Após a obtenção dos valores de tensão de cisalhamento por atrito na face da ferramenta pela tensão limite de cisalhamento do material (τ/k) e da pressão hidrostática no ponto A , na superfície livre, em razão da tensão limite de cisalhamento do material, (P_a/k) para cada ensaio a etapa seguinte foi o cálculo dos coeficientes de atrito conforme item 3.3.4.

3.3.4 Quarta etapa: Cálculo das forças de corte e força de avanço normalizadas em razão da tensão limite de cisalhamento do material para obtenção do coeficiente de atrito.

Os resultados obtidos de P_a/k e τ/k para cada um dos ensaios realizados foram utilizados como entrada para o algoritmo da primeira etapa, que foi executado novamente para a obtenção dos ângulos das linhas de cisalhamento máximo e das coordenadas de Mikhlin.

Neste algoritmo foram incluídos os cálculos das razões das forças de corte e forças de avanço em relação a tensão limite de cisalhamento do material, conforme equações 71 a 78 deste trabalho. Sendo a força de corte calculada pela equação 71 e a força de avanço calculada pela equação 72.

Conforme a equação 64, a força total pode ser calculada pela soma dos componentes das forças na região CA, DC e BD, que podem ser vistas na figura 14. Para a obtenção das pressões em cada ponto foram utilizadas as equações 76 a 78 deste trabalho, desta vez em razão da tensão limite de cisalhamento do material, conforme equações 86, 87 e 88:

$$\frac{P_C}{k} = \frac{P_A}{k} - 2\theta \qquad (Equação 86)$$

$$\frac{P_D}{k} = \frac{P_A}{k} + 2(-\theta + \eta_2) \qquad (Equação 87)$$

$$\frac{P_B}{k} = \frac{P_A}{k} + 2(-\theta + \eta_2 + \eta_1) \qquad (Equação 88)$$

Após a obtenção das forças de corte e de avanço normalizadas pela tensão limite de cisalhamento do material, $\frac{F\bar{x}}{k} e \frac{F\bar{y}}{k}$, as mesmas foram aplicadas na equação 79, com $\frac{F\bar{x}}{k}$ substituindo Fc, e $\frac{F\bar{y}}{k}$ substituindo Ft, obtendo :

$$\mu = \frac{\frac{F\bar{x}}{k}\sin\gamma_0 + \frac{F\bar{y}}{k}\cos\gamma_0}{\frac{F\bar{x}}{k}\cos\gamma_0 - \frac{F\bar{y}}{k}\sin\gamma_0}$$
(Equação 89)

Através da equação 89, foram calculados os coeficientes de atrito obtidos pelo método das linhas de cisalhamento máximo.

4 RESULTADOS OBTIDOS E DISCUSSÕES

Esse capítulo descreve os resultados obtidos nos procedimentos numéricos e experimentais que foram descritos no capítulo 3 deste trabalho.

4.1 MEDIÇÃO DOS INSERTOS UTILIZADOS

Foram realizadas as medições dos perfis dos insertos obtendo os resultados conforme tabela 4. Os parâmetros geométricos medidos foram apresentados na figura 26 e foram apresentados no ANEXO II do trabalho.

		GW		
Inserto	h[mm]	[mm]	BH [mm]	Y1[°]
Revestimento TiN-				
TiCN- <i>Al</i> ₂ O ₃ - TiN	0,31	1,4	0,12	0
2 0				
Revestimento TiN-				
TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	0,31	1,2	0,15	0
2 0				
Revestimento TiN-				
TiCN-Al ₂ 0 ₃	0,31	1,2	0,13	0
_ 0		,		

Tabela 4 – Parâmetros dos insertos medidos.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Ao comparar os resultados obtidos pode se perceber pequenas diferenças nas medidas dos parâmetros BH e h das ferramentas mesmo se tratando de insertos com a mesma especificação, TNMG160408, que podem ter sido ocasionadas durante a medição. Wang e Jawahir(2003) estudam a variação das forças de corte de acordo com os parâmetros geométricos do quebra cavaco e apresentam que uma grande variação no fator GW não influencia nos valores de força, portanto a variação encontrada nos valores de GW de 1,2mm a 1,4mm não irão influenciar os resultados obtidos, por isto para a realização das simulações foram utilizados os valores de h=0,31mm, GW=1,2mm e BH=0,13mm.

4.2 MEDIÇÃO DOS PARAMETROS GEOMETRICOS DOS CAVACOS.

As amostras de cavaco obtidas dos ensaios de torneamento tiveram o raio de curvatura e a espessura medidos. Os valores das medições estão demonstrados nas Tabelas 5, 6 e 7. As fotos feitas para se realizar as medições estão no ANEXO III do trabalho. Alguns cavacos apresentavam uma angulação no seu formato e tiveram sua espessura corrigida após a medição para que a mesma estivesse com a verdadeira grandeza.

A tabela 5 apresenta os valores obtidos para o Inserto Revestimento TiN-TiCN- Al_2O_3 - TiN. O cavaco da velocidade 100m/min e avanço 0,20mm/rev estava em forma de fita e não teve seu raio de curvatura medido.

Inserto TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN						
$\Delta vanco(t)$ [mm/rev]	Velocidade	Espessura (t_2)	Raio de			
	[m/min]	[mm]	curvatura(R_u)[mm]			
	60	0,44	2,55			
0.24	100	0,43	2,13			
	140	0,34	2,35			
	60	0,45	2,57			
0.20	100	0,45	em fita			
	140	0,43	1,70			
	60	0,33	3,31			
0.16	100	0,35	em fita			
	140	0,34	em fita			

Tabela 5 – Valores das Medições dos cavacos – Inserto Tin-TiCN-Al₂O₃- TiN.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A Tabela 6 apresenta os valores obtidos para o Inserto Revestimento TiN-TiCN- Al_2O_3 - ZrCN. Para o avanço 0,16mm/rev as velocidades 100m/min e 140m/min formaram cavaco em formato de fita e para estes parâmetros de ensaio não foram medidos os raios de curvatura do cavaco.

TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN						
Avanco (t) [mm/rev]	Velocidade	Espessura (t_2)	Raio de			
	[m/min]	[mm]	curvatura(R_u)[mm]			
	60	0,47	1,47			
0.24	100	0,40	2,04			
	140	0,34	1,71			
	60	0,43	1,63			
0.20	100	0,40	1,96			
	140	0,40	2,19			
0.16	60	0,34	2,27			
	100	0,33	em fita			
	140	0,32	em fita			

Tabela 6 – Valores das Medições dos cavacos – Inserto TiN-TiCN- Al_2O_3 - ZrCN.

Fonte: Elaborada pelo autor.

A Tabela 7 apresenta os valores obtidos para o Inserto Revestimento TiN-TiCN- Al_2O_3 . Para o avanço 0,16mm/rev as velocidades 100m/min e 140m/min formaram cavaco em formato de fita e não foram medidos os raios de curvatura.

TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃						
Avanco [mm/rov]	Velocidade	Espessura	Raio de			
Avalıço [mm/lev]	[m/min]	$(t_2)[mm]$	curvatura(R_u)[mm]			
	60	0,42	1,74			
0.24	100	0,41	1,23			
	140	0,32	1,25			
	60	0,45	2,1			
0.20	100	0,42	2,67			
	140	0,46	2,37			
	60	0,35	1,68			
0.16	100	0,34	em fita			
	140	0,33	em fita			

Tabela 7 – Valores das Medições dos cavacos – Inserto TiN-TiCN-Al₂0₃.

Fonte: Elaborada pelo autor.

4.3 SIMULAÇÕES NUMÉRICAS PARA A OBTENÇÃO DO COEFICIENTE DE ATRITO.

Foram realizados os cálculos de R_u/t_1 e t_2/t_1 através do algoritmo validado conforme métodos descritos nos itens 3.3.1 e 3.3.2, utilizando como valores de entrada a medida dos insertos utilizados e os três valores de avanço diferentes. Resultando em 03 resultados gráficos diferentes que estão demonstrados no anexo IV.

Com os resultados obtidos experimentalmente de R_u/t_1 e t_2/t_1 e com os polinômios obtidos dos cálculos pelo algoritmo, conforme método descrito no item 3.3.3., foram encontrados os valores de P_a/k e τ/k para cada um dos ensaios realizados apresentados na Tabela 8.

		TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ -		TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ -			
		Ti	N	ZrCN		$HIN-HCN-AI_2O_3$	
Avanço	Velocidade	P /k	τ/k	P /k	τ/k	P /k	τ/k
[mm/rev]	[m/min]	I_a/π	ίγκ	I_a/κ	ίγκ	I_a/κ	ίγκ
	60	0,8	0,7	0,7444	0,8303	0,95	0,7
0.24	100	1	0,725	1	0,8372	0,8081	0,8129
	140	0,9143	0,8004	1	0,8396	0,8254	0,7992
	60	0,8105	0,6665	0,85	0,775	0,9	0,7
0.20	100	-	-	0,976	0,7513	1	0,7
	140	0.75	0,7	1	0,729	0,9124	0,7247
0.16	60	1	0.6745	0,9173	0,6995	0,7375	0,705
	100	-	-	-	-	-	-
	140	-	-	-	-	-	-

Tabela 8 – Resultados de $P_a/k \in \tau/k$ obtidos.

Fonte: Elaborado pelo autor.

A partir do método descrito no item 3.3.4 e com posse dos resultados de P_a/k e τ/k foram calculadas as razões entre as forças de corte e a tensão limite de cisalhamento do material, $\frac{F\bar{x}}{k}$ e as razões entre as forças de avanço e a tensão limite de cisalhamento do material, $\frac{F\bar{y}}{k}$, para cada um dos ensaios realizados apresentados na Tabela 9.

Tabela 9 – Resultados de $\frac{F\bar{x}}{k} = \frac{F\bar{y}}{k}$ obtidos.

		TiN-TiCI Ti	N- <i>Al₂O</i> 3- N	TiN-TiCl Zr(N- <i>Al₂0</i> 3- CN	TiN-TiC	N-Al ₂ O ₃
Avanço [mm/rev]	Velocidade [m/min]	$\frac{F\bar{x}}{k}$	$rac{F ar{y}}{k}$	$\frac{F\bar{x}}{k}$	$rac{F ar{y}}{k}$	$\frac{F\bar{x}}{k}$	$rac{F \overline{y}}{k}$
	60	3,222692	1,259765	3,395006	1,427144	3,058240	1,237638
0.24	100	3,06117	1,262807	3,091148	1,41751	3,225013	1,395463
	140	3,125655	1,365068	3,091772	1,420621	3,248239	1,385830
	60	3,556713	1,440785	3,480592	1,580286	3,464117	1,476558
0.20	100	-	-	3,366488	1,547779	3,315539	1,456638
	140	3,708841	1,503046	3,328144	1,502755	3,432636	1,502949
	60	1	0.6745	0,9173	0,6995	0,7375	0,705
0.16	100	-	-	-	-	-	-
	140	-	-	-	-	-	-

Fonte: Elaborado pelo autor.

A partir dos resultados das forças obtidos foram calculados os coeficientes de atrito para cada um dos insertos utilizados nos diferentes ensaios, considerando o ângulo de saída da ferramenta, γ_0 = -6⁰, conforme equação 89, descrita no item 3.3.4. Os resultados obtidos estão lançados na Tabela 10.

		TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ -	TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ -	
		TiN	ZrCN	$HIN\text{-}HCN\text{-}AI_2U_3$
Avanço [mm/rev]	Velocidade [m/min]	μ	μ	μ
	60	0,2745	0,3019	0,2874
0.24	100	0,2944	0,3372	0,3133
	140	0,3171	0,3381	0,3076
	60	0,2877	0,3330	0,3074
0.20	100	-	0,3383	0,3195
	140	0,2879	0,3307	0,3181
	60			
0.16	100	-	-	-
	140	-	-	-

Tabela 10 – Coeficientes de atrito obtidos analiticamente.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para todos os casos calculados o coeficiente de atrito para o inserto com revestimento TiN-TiCN- Al_2O_3 - ZrCN, teve os maiores valores. Já o inserto com o revestimento TiN-TiCN- Al_2O_3 - TiN teve os menores valores para as velocidades de corte 60m/min e 100m/min com avanço de 0,24mm/rev e também para as velocidades de corte 60m/min e 140m/min com avanço de 0,20mm/rev.

4.4 FORÇAS DE USINAGEM OBTIDAS EXPERIMENTALMENTE

A Tabela 11 mostra os resultados experimentais das forças nas três direções medidas na ferramenta durante os ensaios para o aço AISI 1045 usinado em corte ortogonal com os insertos pré-determinados. A profundidade de corte utilizada foi a_p = 2mm. As velocidades de corte variam de 60m/min até 140m/min e avanços f=0,16mm/rev, f=0,20mm/rev e f=0.24mm/rev.

Incorto	Velocidade	Avanço			
Insento	[m/min]	[mm/rev]	FX[N]	Fy[in]	ΓΖ[IN]
TiN-TiCN- Al_2O_3 - TiN	60	0,24	1323	522	165
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN	60	0,20	1199	456	93,8
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN	60	0,16	1171	401	99,8
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN	100	0,24	1108	458	180
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN	100	0,20	1055	413	134
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN	100	0,16	992	361	132
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN	140	0,24	1057	448	179
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN	140	0,20	1028	405	148
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - TiN	140	0,16	960	354	136
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	60	0,24	1087	485	270
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	60	0,20	980	423	230
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	60	0,16	852	341	74
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	100	0,24	1081	474	147
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	100	0,20	971	431	144
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	100	0,16	909	355	101

Tabela 11 – Forças de corte medidas na ferramenta.

TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	140	0,24	1035	466	186
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	140	0,20	939	404	128
TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ - ZrCN	140	0,16	871	347	98
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	60	0,24	1227	494	188
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	60	0,20	1106	436	165
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	60	0,16	982	376	142
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	100	0,24	1082	462	169
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	100	0,20	1011	417	127
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	100	0,16	953	358	120
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	140	0,24	1049	444	161
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	140	0,20	975,6	403	127
TiN-TiCN-Al ₂ 0 ₃	140	0,16	897	348	96

Fonte: Elaborado pelo autor.

4.4.1. Obtenção do coeficiente de atrito experimental.

A partir dos valores medidos de força e utilizando a equação 89, considerando o ângulo de saída da ferramenta, γ_0 = -6^o, foram calculados os coeficientes de atrito para cada um dos insertos utilizados nos diferentes. Os resultados obtidos estão lançados na Tabela 12.

		TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ -	TiN-TiCN-Al ₂ O ₃ -	
		TiN	ZrCN	$HIN\text{-}HCN\text{-}AI_2U_3$
Avanço	Velocidade			
[mm/rev]	[m/min]	μ	μ	μ
	60	0,2779	0,3258	0,2854
0.24	100	0,2954	0,3187	0,3081
1	140	0,3051	0,3295	0,3046
	60	0,2646	0,3124	0,2776
0.20	100	0,2751	0,3237	0,2946
	140	0,2744	0,3111	0,2952
	60	0,2291	0,2832	0,2670
0.16	100	0,2493	0,2742	0,2603
	140	0,2538	0,2815	0,2718

Tabela 12 – Coeficientes de atrito experimentais.

Fonte: Elaborado pelo autor.

É possível verificar que o inserto com revestimento TiN-TiCN- Al_2O_3 - ZrCN, apresenta o maior valor de atrito para todos os experimentos e o inserto com revestimento TiN-TiCN- Al_2O_3 - TiN, apresenta o menor valor de atrito para a maioria dos casos estudados, seguindo a mesma tendência encontrada nos valores de atrito calculados analiticamente e convergindo com Souza(2011) que afirma que o revestimento de TiN na última camada tende a reduzir o coeficiente de atrito.

Colocando os dados de coeficiente de atrito obtidos pelo método das linhas de cisalhamento máximo e os obtidos através das forças obtidas experimentalmente verificamos que os valores estão bem próximos e seguem uma mesma tendência. Na figura 38 estão apresentados os dados para o avanço de 0,24mm/rev, comparando os coeficientes de atrito para os três revestimentos diferentes nas três velocidades de corte utilizadas.





Jawahir(1986), fez um extenso trabalho experimental com ferramentas de contato restrito no processo de torneamento. Obteve em um dos ensaios com parâmetros: avanço 0,20mm/rev, ângulo de saída da ferramenta = -5^o, velocidade de

Fonte: Elaborado pelo autor.

corte de 100m/min, profundidade de corte 2,12mm um coeficiente de atrito de 0,38, conforme apresentado na figura 39. Isto utilizando ferramentas de contato restrito sem revestimento.



Figura 39 – Efeito do contato restrito no atrito da face da ferramenta.

Para parâmetros muito próximos a utilizados por Jawahir(1986), avanço 0,20mm/rev, ângulo de saída da ferramenta = -6°, velocidade de corte de 100m/min, profundidade de corte 2,00mm obteve-se valores entre 0,2751 a 0,3237, dependendo do revestimento utilizado. Os valores reduzidos podem ser devido ao fato do uso dos revestimentos nas ferramentas que contribuíram na redução do coeficiente de atrito.

Para o avanço de 0,20mm/rev, os dados comparativos estão apresentados na figura 40. Assim como para o avanço de 0,24mm/rev, os dados obtidos analiticamente estão com valores próximos aos valores obtidos com os dados experimentais obtidos nos ensaios de torneamento realizados.

Fonte: Adaptado de Jawahir(1986).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Verifica-se que para as velocidades de 100m/min e 140m/min a variação dos valores do coeficiente de atrito é muito baixa, Jawahir(1986) apresentou que para as condições de teste citadas anteriormente, em valores da razão entre avanço e comprimento da aresta restrita de corte entre $0,6 \le \frac{t_1}{h} \le 0,7$, e valores para velocidade de corte entre 100m/min e 200m/min, os coeficientes de atrito estão muito próximos.

Para o avanço de 0,16mm/rev os cavacos tiveram na sua maioria formação de cavaco contínuo e não foi possível fazer os cálculos analíticos pois uma das entradas para a realização dos cálculos é o raio de curvatura do cavaco, que não é possível determinar para cavacos em fita. Segundo Fang e Jawahir(2002), para usinagem com razões muito baixas da razão entre avanço e comprimento da aresta restrita de corte($\frac{t_1}{h}$), a ferramenta de contato restrito tem comportamento similar a uma ferramenta de face plana. Pacella (2019) em seu artigo estudando a formação de cavacos com ferramentas de corte maior é a possibilidade de formação de cavaco contínuo.

5 CONCLUSÕES

Os modelos de simulação numérica por linhas de cisalhamento máximo desenvolvidos neste trabalho permitiram estudar o atrito entre o cavaco e a aresta da ferramenta em três insertos de torneamento com revestimentos diferentes para diferentes condições de corte estudadas. A aplicação do modelo aliado com os ensaios experimentais realizados no aço AISI 1045 permitiram validar o modelo matemático, validar a hipótese adotada e tirar as seguintes conclusões:

 O valor de atrito obtido através do modelo de simulação desenvolvido segue a mesma tendência do valor do coeficiente de atrito obtido pelos valores das forças medidas experimentalmente. Ou seja, quando o valor do coeficiente de atrito é maior para um determinado inserto ele é tanto nos valores obtidos analiticamente quanto nos valores obtidos experimentalmente.

 O algoritmo criado mostrou que é possível uma previsão de atrito através do método das linhas de cisalhamento máximo inserindo apenas parâmetros geométricos do cavaco obtidos experimentalmente e parâmetros geométricos da ferramenta.

 Quando utilizamos condições de avanço entre inferiores a 60% em relação ao comprimento da aresta restrita da ferramenta obtivemos cavaco em fita para velocidades de corte acima de 60m/min, não sendo possível a medição do raio de curvatura dos cavacos.

 Mesmo os insertos possuindo uma geometria de ferramenta de contato restrito muito similar, usinando o mesmo material com os mesmos parâmetros de corte, os 3 insertos mostraram resultados diferentes, o que demonstra a influência do revestimento no processo de usinagem.

Além disto ficam propostos os seguintes temas para desenvolvimento de trabalhos futuros:

 Obtenção do valor da tensão de cisalhamento do material na interface ferramenta-cavaco combinando os valores do modelo e dos ensaios realizados e a equação de Johnson-Cook. • Aplicar os modelos desenvolvidos e avaliar o atrito em diferentes geometrias de ferramentas, materiais e revestimentos.

O modelo desenvolvido pode facilitar a tomada de decisão inteligente, ponto essencial para a Indústria 4.0, podendo ser integrado em sistemas de planejamento de processos para melhorar a produtividade e aprimorar a qualidade do produto, reduzindo e/ ou eliminando abordagens de tentativa e erro e/ou ensaios caros e demorados.

AGMELL, M.; AHADI, A.; STÅHL, J-E. Identification of plasticity constants from orthogonal cutting and inverse analysis. Mechanics of Materials, v.77, p. 43-51, 2014.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. ASM Handbook. Machining. v.16. 1989.

ARRAZOLA, P.J. **Recent advances in modelling of metal machining processes**. CIRP Annals – Manufacturing Technology. p. 695-718. 2013

ASTAKHOV, V.P. **Tribology of metal cutting**. Tribology in Manufacturing Technology, p. 1-66, 2013

BARBOSA, P.A. Estudo do comportamento mecânico na usinagem de aços inoxidáveis. Tese de doutorado. Universidade de São Paulo, 2014.

BENHAM, P.A.; CRAWFORD, R.J. ; ARMSTRONG, C.G. , **Mechanics of Engineering Materials,** Prentice-Hall, 1996

BRESSAN, J.D. ; WILLIAMS, J.A.; Mathematical slip-line field solutions for ploughing a hard particle over a softer material, Wear, v.267, p.1865-1872, 2009

BRESSAN, J.D., **Teoria da Plasticidade e Conformação dos Metais.** Apostila, CCT/UDESC, Joinville, 2010

CHAGAS, G. M. P. Estudo do processo de formação do cavaco durante o torneamento e sua relação com a microestrutura utilizando o método dos elementos finitos. Tese de doutorado. USP. São Paulo, 2015.

CHILDS, T.H.C., MAEKAWA, K., OBIKAWA, T., YAMANE, Y. **Metal machining**. New York: John Wiley & Sons, 2000.

DE CHIFFRE, L. **Mechanics of metal cutting and cutting fluid action**. International Journal of Machine Tool Design and Research, 1977.

DE CHIFFRE, L.; WANHEIM, T. Chip compression relationships in metal cutting. In NAMRC-IX, SME. 1981. DE CHIFFRE, L. **Cutting tools with restricted contact.** International Journal of Machine Tool Design and Research, v. 22, p. 321-332, 1982.

DENKENA, B.; GROVE, T.; DITTRICH, M.A.; NIEDERWESTBERG, D.; LAHRES, M. Inverse Determination of Constitutive Equations and Cutting Force Modelling for Complex Tools Using Oxley's Predictive Machining Theory. Procedia CIRP, v.31,p.405-410 2015.

DEWHURST, P. **On the Non-Uniquess of the Machining Process**. Proceedings Real Society London, A, p.587-610, 1978.

DEWHURST, P.; COLLINS, I.F. A matrix technique for constructing slip-line field solutions to a class of plane strain plasticity problems. International Journal For Numerical Methods In Engineering, v.7, p.357-378,1973.

FANG, N.; JAWAHIR, I.S; OXLEY, P.L.B. A universal slip-line model with nonunique solutions for machining with curled chip formation and a restricted contact tool. International Journal of Mechanical Sciences, v.43, p.557-580, 2001.

FANG, N.; JAWAHIR, I.S. **A new methodology for determining the stress state of the plastic region in machining with restricted contact tools.** International Journal of Mechanical Sciences, v.43, p.1747-1770, 2001.

FANG, N.; JAWAHIR, I.S. An Analytical Predictive Model and Experimental Validation for Machining with Grooved Tools Incorporating the Effects of Strains, Strain-rates, and Temperatures. CIRP Annals, v. 51,p.83-86, 2002.

FANG, N. Tool-chip friction in machining with a large negative rake angle tool. Wear, v. 258, p. 890-897, 2005.

FATIMA, A.; MANTIVENGA, P.T.; **A review of tool-chip contact lenght models in machining and future direction for improvement**. Journal of Engineering Manufacture, p.227-345, 2013

FERRARESI, D. Fundamentos da Usinagem dos Metais. v. 1. São Paulo: Edgard Blücher, 1977.

GRZESIK, W. Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications. Elsevier, 2008.

GRZESIK, W. An integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts. Wear, v. 240, n. 1-2, p. 9-18, 2000.

GRZESIK, W. Experimental investigation of the influence of adhesion on the frictional conditions in the cutting process. Tribology international, v. 32, n. 1, p. 15-23, 1999.

HE, C.L.; ZONG, W.J.; ZHANG, J.J. Influencing factors and theoretical modeling methods of surface roughness in turning process: State-of-the-art. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v.129, p.15-26, 2018.

HILL, R. The Mathematical Theory of Plasticity. Clarendon Press, Oxford, 1950.

HOLMBERG, K.; MATTHEWS, A. **Techniques and Applications in Surface Engineering**. Coating Tribology, Elsevier, Amsterdam, 1998.

JAWAHIR, I.S. An Experimental And Theoretical Study Of The Effects Of Tool Restricted Contact On Chip Breaking. Dissertação(Doutorado) School of Mechanical and Industrial Engineering ,The University of New South Wales, Australia, 1986.

KRAGELSKY, I. V.; DOBYCHIN, M. N.; KOMBALOV, V. S. Friction and wear: calculation methods. Elsevier, 1982.

KUDO, H. **Some new slip-line solutions for two.dimensional Steady-state machining.** The Government Mechanical Laboratory, p.4-12, 1964.

LIEW, P.J.; SHAARONI, A.; SIDIK, N.A.C.; YAN, J. **An overview of current status of cutting fluids and cooling techniques of turning hard steel.** International Journal of Heat and Mass Transfer, v.114, p. 380-394, 2017.

LUBLINER ,J. **Plasticity Theory.** Revised Edition (PDF) University of California at Berkeley p.277, 2008

MELKOTE, S. N. *et al.* Advances in material and friction data for modelling of metal machining. CIRP Annals, v. 66, n. 2, p. 731-754, 2017.

ÖZEL, T.; KARPAT, Y. Identification of Constitutive Material Model Parameters for High-Strain Rate Metal Cutting Conditions Using Evolutionary Computational Algorithms. Materials and Manufacturing Processes, p.659-667, 2007.

OXLEY, P. L. B. The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability, Ellis Horwood Limited, Chichester, Inglaterra, 1989.

PACELLA, M.; A new low-feed chip breaking tool and its effect on chip morphology. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019.

SANDVICK COROMANT, Manual Técnico de Usinagem, 2005.

SHAW, M. C. Metal Cutting Principles. Clarendon Press, Oxford, 1989.

SOUZA, A.J. **Processos De Fabricação Por Usinagem.** Apostila, UFRGS, Porto Alegre, 2011.

SUH, N. P.; SIN, H.-C. The genesis of friction. Wear, v. 69, n. 1, p. 91-114, 1981.

VORONTSEV, A.L; SULTAN-ZADE, N.M.; ALBAGACHIEV, A. YU., **Development of a New Theory of Cutting 1. Introduction**, Russian Engineering Research, 2008, v. 28, No. 1, p. 48–59., 2008

WANG, X.; JAWAHIR, I.S, Prediction of Tool-Chip Interface Friction and Chip-Groove Effects in Machining with Restricted Contact Grooved Tools Using the Universal Slip-Line Model, Key Engineering Materials, v. 233-236, p. 469-476, 2003

ZEMZEMI, F. *et al.* Identification of friction and heat partition model at the toolchip-workpiece interfaces in dry cutting of an Inconel 718 alloy with CBN and coated carbide tools. Advances in Manufacturing Science and Technology, v. 38, n. 1, 2014.

ZHANG, C.; LU, J.; ZHANG, F.; BUTT, S. I. **Identification Of A New Friction Model At Tool-Chip Interface In Dry Orthogonal Cutting.** International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v.89, p.921-932, 2017.

ZHENG, P. ; *et al.* Smart manufacturing systems for Industry 4.0: Conceptual framework, scenarios, and future perspectives Front. Mechanical Engineering. v.16, p. 137-150, 2018.

ANEXO I – PROJETO DO CORPO DE PROVA



ANEXO II – MEDIÇÕES DOS INSERTOS UTILIZADOS





			pixels			
Inserto Preto	Distância 73 pixels	Distância 280 pix	kels Sigucia Distância 701 Sistância 701	els	and the second sec	0 50 100 150 200 250 250
3.5	3.0 2.5	2.0 Y (mm)	1.5	1.0	0.5	0.0

ANEXO III – FOTOS DAS MEDIÇÕES DOS CAVACOS
































ANEXO IV



Resultados de R_u/t_1 obtidos para o avanço 0,24mm/rev.

Resultados de t_2/t_1 obtidos para o avanço 0,24mm/rev.





Resultados de Ru/ t_1 obtidos para o avanço 0,20mm/rev.

Resultados de t_2/t_1 obtidos para o avanço 0,20mm/rev.





Resultados de t_2/t_1 obtidos para o avanço 0,16mm/rev.

