

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**SIMULAÇÃO DA ADUÇÃO DE MEIO LUBRI-
REFRIGERANTE NA RETIFICAÇÃO COM REBOLOS
ESTRUTURADOS**

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

Felipe Tadeu Barata de Macedo

Florianópolis, maio de 2008.

Universidade Federal de Santa Catarina
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
**SIMULAÇÃO DA ADUÇÃO DE MEIO LUBRI-REFRIGERANTE NA RETIFICAÇÃO COM
REBOLOS ESTRUTURADOS**

FELIPE TADEU BARATA DE MACEDO

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE MESTRE EM
ENGENHARIA,
especialidade **Engenharia Mecânica**, sendo aprovada em sua forma final.

Prof. Walter Lindolfo Weigaertner, Dr.-Ing. – Orientador (EMC – UFSC)

Prof. Eduardo Alberto Fancello, D.Sc. – Coordenador do Curso

Banca Examinadora

Prof. Antônio Fábio Carvalho da Silva, Dr. Eng. – Presidente (EMC – UFSC)

Prof. Joel Martins Crichigno Filho, Dr.-Ing. (DEM – UDESC)

Prof. Rodrigo Lima Stoeterau, Dr. Eng. (EMC – UFSC)

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng. (EMC – UFSC)



"A imaginação é mais importante que o conhecimento. O conhecimento é limitado.

A imaginação envolve o mundo."

Albert Einstein



Aos meus pais Paulo e Dadá, aos meus avós paternos Macedo e Carmem, aos meus avós maternos Barata (em memória) e Ema e aos meus grandes amigos.

AGRADECIMENTOS



Ao Prof. Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner, coordenador do LMP – Laboratório de Mecânica de Precisão, pelo apoio e orientação deste trabalho, pela amizade, pelo incentivo e exemplo de capacidade técnica.

Ao Prof. Dr.-Ing. Konrad Wegener, pelo apoio, pela confiança e pelas oportunidades oferecidas para o desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr.-Ing. Thomas Rösger, pela disponibilidade de recursos e apoio para o desenvolvimento técnico deste trabalho.

Ao Dr.-Ing. Fábio Wagner Pinto, pelo apoio, pela amizade e pela parceria em toda a elaboração deste trabalho.

Ao Dr.-Ing. Daniel Rusch, pela fundamental contribuição técnica prestada.

Ao Prof. Dr. Rolf Schroeter, pelo apoio, pelo companheirismo, pela amizade e pelo exemplo como pessoa e profissional.

Ao IWF (Laboratório de Máquinas-ferramentas e Fabricação) da ETH Zürich (Universidade Federal Técnica de Zurique) por disponibilizar a infra-estrutura necessária para o desenvolvimento do trabalho.

Aos meus amigos Alberto, Allan, Antônio, Cassiano, Chieh, Evandro, Gustavo e Joviano pela grande amizade e apoio em todos os momentos.

Aos bolsistas Ademir, Gustavo e Maurício, pela fundamental contribuição prestada.

Ao M. Eng. Eduardo Weingaertner, pelo envio de diversos artigos (enquanto doutorando em Zurique, Suíça), os quais enriqueceram este trabalho.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, pela oportunidade de realização deste trabalho.

SUMÁRIO

SUMÁRIO	I
LISTA DE FIGURAS	III
LISTA DE SÍMBOLOS	VI
Símbolos Gerais	vi
Símbolos Gregos	viii
RESUMO	IX
Palavras-chave	ix
ABSTRACT	X
Keywords	x
1 INTRODUÇÃO	1
2 FUNDAMENTOS DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO	4
2.1 Mecanismo de Penetração do Gume e Formação de Cavaco	5
2.2 Ferramentas de Corte para Retificação	6
2.2.1 Embasamento Cinemático	6
2.2.2 Rebolos Estruturados	10
2.3 Grãos Abrasivos	11
2.3.1 Nitreto de Boro Cúbico Cristalino (CBN)	12
2.4 Ligantes	13
2.4.1 Ligantes Metálicos Brasados	14
3 MEIOS LUBRI-REFRIGERANTES NA RETIFICAÇÃO	16
3.1 Tipos e Propriedades de Meios Lubri-refrigerantes	17
3.1.1 Meios Lubri-refrigerantes Não-Miscíveis em Água	18
3.1.2 Meios Lubri-refrigerantes Miscíveis em Água	19
3.1.3 Aditivação do Meio Lubri-refrigerante	21
3.1.4 Reaproveitamento do Meio Lubri-refrigerante	22
3.1.5 Influências do Meio Lubri-refrigerante na Retificação	24

3.1.6	<i>Influências do Tipo do Meio Lubri-refrigerante.....</i>	<i>24</i>
4	FORMULAÇÃO DO PROBLEMA.....	28
5	MODELOS E MÉTODOS DE SIMULAÇÃO	30
5.1	Modelagem Matemática	30
5.1.1	<i>Equações de Conservação.....</i>	<i>31</i>
5.1.2	<i>Modelos de Turbulência.....</i>	<i>31</i>
5.2	Modelagem Numérica	37
6	SIMULAÇÃO DO ESCOAMENTO NA SAPATA DE INJEÇÃO.....	39
6.1	Sistemas de Alimentação de Fluido	40
6.1.1	<i>Sapata de Injeção de Fluido.....</i>	<i>46</i>
6.2	Modelagem e Simulação do escoamento Através da Sapata.....	50
6.2.1	<i>Geometria Computacional.....</i>	<i>50</i>
6.2.2	<i>Malha Computacional</i>	<i>52</i>
6.2.3	<i>Condições de Contorno.....</i>	<i>54</i>
	<i>Resultados e Discussões.....</i>	<i>56</i>
7	SIMULAÇÃO DO ESCOAMENTO NA CAVIDADE DE CORTE.....	63
7.1	Modelagem e Simulação do escoamento.....	64
7.1.1	<i>Espessura e Forma da Cavidade de Corte.....</i>	<i>64</i>
7.1.2	<i>escoamento entre os Grãos</i>	<i>65</i>
7.1.3	<i>Simplificações e Considerações na Cavidade de Corte.....</i>	<i>66</i>
7.1.4	<i>Geometria Computacional.....</i>	<i>67</i>
7.1.5	<i>Malha Computacional</i>	<i>68</i>
7.1.6	<i>Condições de Contorno.....</i>	<i>70</i>
7.1.7	<i>Resultados e Discussões.....</i>	<i>71</i>
8	CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS	91
8.1	Soluções Numéricas	91
8.1.1	<i>Comportamento do escoamento Através da Sapata.....</i>	<i>92</i>
8.1.2	<i>Comportamento do escoamento na Cavidade de Corte.....</i>	<i>92</i>
8.2	Sugestões para Trabalhos Futuros.....	94
	REFERÊNCIAS	96

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Classificação do processo de retificação com ferramenta rotativa de acordo com a norma DIN 8589 <i>apud</i> Holz [8].	4
Figura 2.2 – Remoção de cavaco na retificação [2].	5
Figura 2.3 – Dependência entre a espessura de usinagem e as variáveis de entrada [9].	7
Figura 2.4 – Parâmetros e variáveis de entrada na retificação cilíndrica externa [8]. ...	9
Figura 2.5 – Parametrização da distribuição de grãos sobre o rebolo [9].	11
Figura 2.6 – Dureza Knopp de materiais utilizados para fabricação de rebolos [11]...	13
Figura 2.7 – Perfil de rebolo construído com ligante brasado.	15
Figura 3.1 – Classificação dos meios lubri-refrigerantes segundo a Norma DIN 51385 [5].	17
Figura 3.2 – Faixa de temperaturas com aplicação de aditivos (Werner <i>apud</i> Beck [22]).	22
Figura 3.3 – Comparação entre os meios auxiliares de corte (Carius <i>apud</i> Weingaertner [30]).	25
Figura 3.4 – Influência da aplicação do meio lubri-refrigerante sobre F'_n [2].	25
Figura 3.5 – Variação da rugosidade em função do emprego de meios lubri-refrigerantes [2].	26
Figura 6.1 – Sapata de injeção de fluido.	40
Figura 6.2 – Estratégias de alimentação de fluido lubri-refrigerante na retificação [5].	41
Figura 6.3 - Resistência à penetração do meio lubri-refrigerante na região de corte causada pelo colchão de ar em torno do rebolo [26].	42
Figura 6.4 – Tuberias baseadas nos bicos empregados em mangueira de incêndio por Webster <i>apud</i> Bianchi [37].	43
Figura 6.5 – Características do colchão de ar formado durante o processo de retificação [42].	44

Figura 6.6 – Placa defletora [42].	45
Figura 6.7 – Sistema de conjunto de defletores [42].	45
Figura 6.8 – Emprego da sapata na alimentação de fluido lubri-refrigerante [30].	46
Figura 6.9 – Desgaste radial do rebolo com tubeira de jato livre e sapata [34].	47
Figura 6.10 – Rugosidade da superfície retificada com tubeira de jato livre e sapata [34].	48
Figura 6.11 – Influência do tipo de tubeira na temperatura da peça [22].	48
Figura 6.12 – Perguntas freqüentes relacionadas à geometria da sapata [22].	49
Figura 6.13 - Conjunto sapata-disco.	51
Figura 6.14 – Dimensões da sapata de injeção.	51
Figura 6.15 – Volume de controle para desenvolvimento das simulações.	52
Figura 6.16 – Malha computacional.	53
Figura 6.17 – Condições de contorno.	55
Figura 6.18 – Linhas de trajetória na tubeira e região de corte.	56
Figura 6.19 – Linhas de trajetória decorrentes do efeito cunha.	57
Figura 6.20 – Média dos perfis de velocidade do escoamento x velocidade de corte.	58
Figura 6.21 – Vazão de fluido na saída frontal do modelo.	60
Figura 6.22 – Relação de vazão saída lateral/entrada na cavidade de corte.	61
Figura 7.1 – Distribuição de grãos sobre o rebolo.	63
Figura 7.2 – Variação da espessura da cavidade de corte [9].	65
Figura 7.3 – Modelagem dos grãos abrasivos sobre a ferramenta.	65
Figura 7.4 – Simplificação em relação à repetibilidade.	66
Figura 7.5 – Simplificação em relação à simetria.	67
Figura 7.6 – Exemplo de geometria computacional utilizada.	67
Figura 7.7 – Exemplo de malha computacional utilizada com aproximação.	68
Figura 7.8 – Exemplo de malha computacional utilizada.	69
Figura 7.9 – Condições de contorno.	70
Figura 7.10 – Escoamento do fluido na cavidade de corte com grãos.	71
Figura 7.11 – Distribuição de grãos com distância entre centros de 500 μm .	72
Figura 7.12 – Distribuição de grãos com distância entre centros de 900 μm .	72
Figura 7.13 – Distribuição de grãos com ângulo de variação 0°.	73
Figura 7.14 – Distribuição de grãos com ângulo de variação α .	73
Figura 7.15 – Limite de variação do ângulo de distribuição.	74
Figura 7.16 – Linhas de trajetória no interior da cavidade para 0,7 mm na Condição 2.	77
Figura 7.17 – Perda em relação à entrada de fluido no escoamento na Condição 1.	77
Figura 7.18 – Perda em relação à entrada de fluido no escoamento na Condição 2.	78

Figura 7.19 – Escoamento do fluido ao redor de cilindros alinhados com <i>two vortex streets</i>	79
Figura 7.20 – Decomposição de forças no escoamento de <i>two vortex streets</i>	79
Figura 7.21 - Formação do fenômeno de <i>reattachment</i> [65].	80
Figura 7.22 - Linhas de corrente na Condição 1 e espaçamento de 0,6 mm.	80
Figura 7.23 – Perda em relação à entrada de fluido no escoamento na Condição 1. .	81
Figura 7.24 – Perda em relação à entrada de fluido no escoamento na Condição 2...	81
Figura 7.25 - Escoamento de fluido ao redor de cilindros alinhados com <i>reattachment</i>	82
Figura 7.26 - Decomposição de forças no escoamento com <i>Reattachment</i>	83
Figura 7.27 – Relação entre a perda de fluido pela saída lateral e a quantidade de cilindros no escoamento.	84
Figura 7.28 - Escoamento sobre cilindros na configuração lado a lado [65].	84
Figura 7.29 – Escoamento sobre cilindros na configuração lado a lado.	85
Figura 7.30 – Critério de posicionamento dos cilindros em relação ao escoamento [65].	86
Figura 7.31 – Comportamento do escoamento variando o espaçamento entre cilindros [65].	87
Figura 7.32 – Sentido positivo de escoamento do fluido em relação à distribuição de grãos.	87
Figura 7.33 – Sentido negativo de escoamento do fluido em relação à distribuição de grãos.	87
Figura 7.34 – Variação da perda de fluido lateral pela Condição 1.	88
Figura 7.35 – Variação da perda de fluido lateral pela Condição 2.	88
Figura 7.36 – Variação da perda de fluido lateral pela Condição 1.	89
Figura 7.37 – Variação da perda de fluido lateral pela Condição 2.	90

LISTA DE SÍMBOLOS



Símbolos Gerais

a_e [mm]	Profundidade de corte (no sentido do avanço)
a_{ed} [mm]	Profundidade de penetração no dressamento
Al_2O_3	Óxido de alumínio
a_p [mm]	Largura de corte (no sentido do eixo do rebolo)
b_s [mm]	Largura do rebolo
CBN	Nitreto de Boro Cúbico
CFD	Computational Fluid Dynamics
C_r [-]	Razão entre diâmetros de entrada e de saída do bocal
C_{stat} [mm ⁻³]	Distribuição estática dos gumes
D [mm]	Diâmetro de entrada do bocal
D [mm]	Diâmetro do cilindro
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
D_n [mm]	Diâmetro de saída do bocal
D_s [mm]	Diâmetro do rebolo
d_{se} [mm]	Diâmetro equivalente do rebolo
d_w [mm]	Diâmetro da peça
ETH Zürich	Eidgenössische Technische Hochschule Zürich
F_{nS} [N]	Força normal do gume
F_{tS} [N]	Força tangencial do gume
F_x [N]	Componente da resultante na direção x
F_x' [N]	Força favorável ao direcionamento do fluido à lateral do modelo
F_y [N]	Componente da resultante na direção y
G [-]	Relação de remoção

h_{cu} [mm]	Espessura média de cavaco não-deformado
h_{cuf} [mm]	Espessura efetiva de usinagem
IWF	Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung
IWT	Stiftung Institut für Werkstofftechnik
k [N.m]	Energia cinética turbulenta
L [mm]	Distância entre os centros dos cilindros a favor do escoamento
l_k [mm]	Comprimento de contato
p [bar]	Pressão
PAO	Polyalphaolefin
PIV	Particle Image Velocimetry
P_k [kg/m.s ²]	Energia cinética turbulenta devido a gradientes da velocidade média
q [-]	Relação de velocidades na retificação
q_d [-]	Relação de velocidades no perfilamento
Q_n [kg/m ³]	Vazão de fluido injetado
R [N]	Resultante
R_a [μm]	Desvio aritmético da rugosidade
Re [-]	Número de Reynolds
rms	Root mean Square
RNG	Modelo de renormalização
RSM	Modelo das Tensões de Reynolds
S [s ⁻¹]	Tensor taxa de deformação
t	Tempo
u	Velocidade na direção x
U_d [-]	Grau de recobrimento do rebolo
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
u_i	Velocidade na direção i
v	Velocidade na direção y
v_c [m/s]	Velocidade de corte
v_f [mm/s]	Velocidade de avanço do rebolo
v_s [mm/s]	Velocidade tangencial do rebolo
V_s [mm ³]	Volume desgastado do rebolo
v_w [mm/s]	Velocidade tangencial da peça
V_w [mm ³]	Volume de material removido da peça
v_x [mm/s]	Velocidade na direção x
v_y [mm/s]	Velocidade na direção y
w	Velocidade na direção z
x	Eixo x

x_i	Deslocamento na direção i
x_j	Deslocamento na direção j
y	Eixo y
z	Eixo z
Z'_w [mm ³ /(mm.s)]	Taxa de retificação específica
Z_w [mm ³ /s]	Taxa de retificação

Símbolos Gregos

η [graus]	Ângulo de ataque
C_{e1} [-]	Constante
C_{e2} [-]	Constante
C_μ [graus]	Constante
R_ϵ [graus]	Termo de renormalização
T_μ [μm]	Profundidade de início de corte
U_∞ [m/s]	Velocidade do fluido
α_{limite} [graus]	Ângulo máximo de posição oblíqua entre grãos
α [graus]	Ângulo de posição oblíqua entre grãos
β [-]	Constante
β [K ⁻¹]	Coefficiente de expansão volumétrica à pressão constante
δ_{ij} [-]	Operador delta de Kronecker
ϵ [N.m]	Dissipação da energia cinética turbulenta
ϕ [-]	Propriedade estacionária do escoamento
ϕ' [-]	Propriedade flutuante do escoamento
η_0 [-]	Constante
η_0 [-]	Eficiência global da superfície
μ_{eff} [Pa.s]	Viscosidade efetiva
μ_t [kg/(m.s)]	Viscosidade turbulenta
μ [Pa.s]	Viscosidade molecular
ρ [kg/m ³]	Massa específica
σ_{ij} [Pa]	Tensor tensão
σ_k [-]	Constante
σ_ϵ [-]	Constante

RESUMO

MACEDO, F. T. B. (2008). **Simulação da adução de meio lubri-refrigerante na retificação com rebolos estruturados**. Florianópolis/ SC, Dissertação (Mestrado), POSMEC-UFSC, 102p.

O meio lubri-refrigerante tem um papel fundamental no processo de retificação, uma vez que este gera calor significativamente, decorrente de atrito e deformações plásticas. O calor formado pode provocar danos térmicos e instabilidade dimensional dos componentes fabricados, assim como aumentar o desgaste da ferramenta abrasiva. Por este motivo, estudos têm sido feitos para verificar a influência do modo de aplicação e atuação do meio lubri-refrigerante nesse processo. Este trabalho tem como foco o estudo e a compreensão dos fenômenos que envolvem a forma como o meio lubri-refrigerante é injetado na interface rebo-lo-peça, e o modo como o escoamento se comporta no interior da cavidade de corte. As ferramentas utilizadas neste estudo foram as simulações computacionais. Para avaliar as formas de injeção de fluido, foram consideradas as tubeiras do tipo sapata, analisando a maneira de como os parâmetros de corte, pressão de injeção, posicionamento e geometria da tubeira influenciam no escoamento. Por outro lado, uma vez que o escoamento tenha atingido a cavidade de corte, estudou-se a influência dos grãos abrasivos sobre o fluxo de fluido. Para que fosse possível investigar os efeitos da presença dos grãos sobre o escoamento, a sua posição na superfície do disco de retificação deveria ser bem definida. Assim, como referência para este estudo, foram utilizados os rebolos estruturados, que têm a posição de cada grão abrasivo pré-definida em sua estrutura.

Palavras-chave

Retificação; meio lubri-refrigerante; simulação; sapata; rebolos estruturados.

ABSTRACT

MACEDO, F. T. B. (2008). **Simulation development for the lubricant-coolant fluid adduction in machining with engineered grinding tools**. Florianópolis/ SC, Dissertation (Master of Science), POSMEC-UFSC, 102p.

Due to the high heat generated by rubbing and plastic deformation, the lubricant-coolant fluid has a fundamental function on the grinding process. The generated heat can result into thermal damage and dimensional instability of the manufactured components, and additionally, it can accelerate the wearing process of the abrasive tool. Thus, researches have been developed for analyzing the influences of the application method of the cutting fluid on the results of this machining process. This dissertation focuses on the analysis and understanding of the phenomenon involving the way how the lubricant-coolant fluid is injected on the grinding tool-piece interface, and how the flow behaves in the cutting cavity. The tools used for developing this research were the computational simulations. The shoe nozzle was the injection concept used in this approach, by evaluating how the variation of the cutting parameters, injection pressure, shoe nozzle geometries and its position on the tool-piece interface influences the flow characteristics. By other hand, as the coolant flow penetrates in the cutting cavity, the influence on the flow behavior by its interaction with the abrasive grains has been evaluated. Therefore, to enable the investigation of the abrasive grains effect in the flow, a pattern of the grains distribution on the grinding disc had to be defined. Hence, as abrasive wheels, engineered grinding tools were used in this approach, since these grinding tools have a very well predefined grain position in their structure.

Keywords

Grinding process; lubricant-coolant fluid; simulation; shoe nozzle; engineered grinding wheels.

1 INTRODUÇÃO



A preocupação com a obtenção de tolerâncias de fabricação cada vez mais estreitas na produção de componentes, em função da intensa competição global, tem levado a um investimento cada vez mais pronunciado na modernização dos processos de fabricação metal-mecânica. A produção de peças com tais níveis dimensionais é dada em função da existência de um mercado consumidor com uma exigência progressivamente maior em torno dos produtos industrializados. Produtos que garantam baixas intensidades de ruído, economia de energia e que sejam ecologicamente corretos, têm se tornado o alvo dos consumidores da atualidade [1].

O processo de retificação tem um papel fundamental em todo este contexto. Utilizado normalmente como processo de acabamento, a retificação tem sido capaz de garantir os níveis de rugosidade e dimensão necessários para a fabricação de componentes com tolerâncias significativamente estreitas. Embora os processos abrasivos estejam entre os mais antigos da humanidade, o seu desenvolvimento foi impulsionado a partir do século XIX, com a sinterização de determinados materiais. A sinterização do carboneto de silício foi possível em 1861 por Acheson *apud* König [2]. Desde então, novos materiais de alta dureza têm sido intensamente estudados para uso em retificação. O Nitreto de Boro Cúbico (CBN) foi sinterizado pela primeira vez em 1956.

Pode-se afirmar que o CBN é um dos principais responsáveis, dentre os materiais abrasivos, pela produtividade e qualidade dimensional dos componentes fabricados pela indústria metal-mecânica. Com diversas vantagens em relação aos meios abrasivos convencionais, ele apresenta alta dureza, resistência à abrasão e à fratura, assim como grande condutividade térmica. Ferramentas de corte de alto valor agregado, os rebolos de CBN têm a sua aplicação viabilizada com elevadas velocidades de corte (*high speed grinding*) e em retificação profunda (*creep feed grinding*) [3].

Aliando altos níveis de produção com boa qualidade dimensional, a retificação de alta velocidade pode compensar o alto custo das ferramentas abrasivas empregadas. Por ou-

tro lado, é importante destacar que o emprego de altas velocidades de corte no processo implica na necessidade de máquinas-ferramentas de alta rigidez. Isto significa que o equipamento utilizado deve ter componentes de alta rigidez estática e dinâmica para suportar grandes níveis de força e vibração, de modo que o dimensional das peças possa ser garantido. Além disso, aspectos como as ferramentas de condicionamento dos rebolos e sistemas de injeção de meio lubri-refrigerante adequados são fundamentais para assegurar a produtividade do processo de fabricação [3,4].

O processo de retificação é caracterizado pela remoção de cavacos por deformação plástica, e principalmente por atrito. Isto favorece a geração de calor, que se torna ainda mais pronunciada com altas velocidades de corte. O calor gerado é em maior parte transferido à peça, rebolo e cavacos. Pelo fato de que os cavacos têm dimensões pouco significativas, apenas uma pequena parcela do calor é para eles transmitida, dessa forma, concentrando-se com maior intensidade na ferramenta abrasiva e no componente usinado. Este fator é capaz de trazer prejuízo à ferramenta de corte, que pode ter a sua vida minimizada pelo seu desgaste prematuro, ou ainda, provocar danos térmicos à peça fabricada. O meio lubri-refrigerante tem um papel fundamental neste contexto. O tipo de meio lubri-refrigerante adequado, assim como a sua devida aplicação no processo por sistemas de injeção, podem auxiliar na obtenção da produtividade desejada [5].

Com o intuito de otimizar ainda mais o processo de retificação, novos estudos têm se concentrado não somente nos tipos de material abrasivo, mas também na ferramenta abrasiva como um todo. Dessa forma, foram desenvolvidos os rebolos estruturados. Este tipo de ferramenta abrasiva tem os grãos distribuídos sobre a superfície do disco de forma padronizada, ou seja, cada grão tem a sua posição pré-definida. Com ferramentas deste tipo é possível dimensionar a quantidade e espaçamento entre os grãos de forma a garantir que a ligação entre o grão e o ligante vai ser suficiente para suportar as forças geradas no processo de remoção de cavacos. Além disso, uma distribuição adequada dos grãos pode garantir espaço para os cavacos imediatamente removidos, assim como para o escoamento do meio lubri-refrigerante na interface ferramenta-peça [6,7].

Em vista de que os rebolos estruturados têm a distribuição de grãos na superfície do disco de forma não aleatória, é possível criar um modelo geométrico bem definido da região de corte, em que os grãos estão em contato com a peça. Dada a importância do meio lubri-refrigerante no processo de retificação, e da possibilidade da criação de tal modelo, este trabalho foi desenvolvido com o intuito de estudar o comportamento do escoamento do meio lubri-refrigerante durante o processo de retificação. Para isto, foram criados modelos computacionais a partir de *softwares* de modelagem geométrica e de simulação de Mecânica dos Fluidos (*CFD - Computational Fluid Dynamics*) que descrevessem o comportamento do es-

coamento decorrente das condições do processo. O fluido adotado para todas as simulações foi a água na temperatura ambiente. O seu uso foi feito em função do prévio conhecimento das suas propriedades, e pelo fato de que o equipamento que seria utilizado para a validação de parte das simulações o utiliza.

O aparato experimental disponibilizado para a análise do escoamento utiliza o princípio de velocimetria por imagem de partículas (*PIV – Particle Image Velocimetry*), sistema capaz de mapear os campos de velocidade no escoamento através da aquisição de imagens em intervalos de tempo pré-determinados. Infelizmente, a precisão dos componentes do equipamento não se mostrou suficiente para garantir confiabilidade aos resultados experimentais, inviabilizando a sua utilização para a validação dos resultados simulados. Dessa forma, a literatura relacionada foi utilizada para este fim.

Tanto o uso do *software* de simulação (*CFX-Ansys*), como o aparato experimental que viria a ser utilizado, foram disponibilizados pelo Instituto de Máquinas-ferramentas e Fabricação (*IWF – Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigung*) da Universidade Federal Técnica de Zurique (ETH Zürich) através de um convênio com a UFSC (Universidade Federal de Santa Catarina).

2 FUNDAMENTOS DO PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

Segundo a norma DIN 8589, a retificação é um processo de fabricação integrante do grupo denominado "Usinar com ferramentas de corte de geometria não-definida", juntamente com os processos de brunimento, lapidação, polimento, jateamento e tamboreamento. Nos referidos processos o material é removido por grãos mais ou menos disformes de materiais duros em interferência com o material da peça. A classificação dos processos pode ser verificada na **Figura 2.1** a seguir [2].

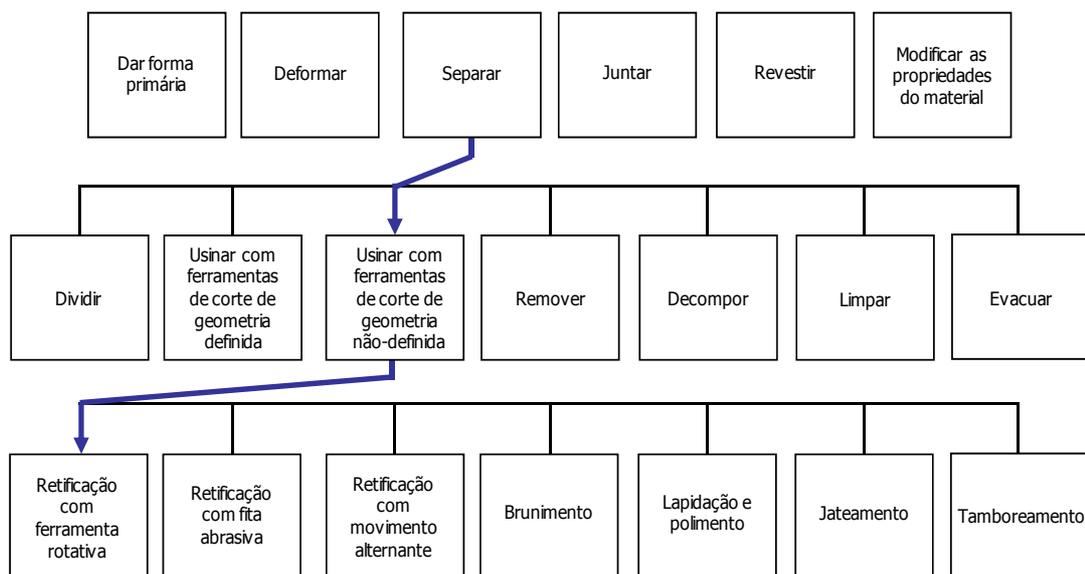


Figura 2.1 – Classificação do processo de retificação com ferramenta rotativa de acordo com a norma DIN 8589 *apud* Holz [8].

Nos tópicos seguintes serão apresentados os aspectos importantes referentes ao processo de retificação.

2.1 Mecanismo de Penetração do Gume e Formação de Cavaco

Durante o processo de retificação, os gumes dos grãos abrasivos penetram na superfície da peça em uma trajetória quase plana com velocidade v_s , ângulo de ataque η e sob ação de forças tangenciais (F_{ts}) e normais (F_{ns}), como ilustrado na **Figura 2.2**. No processo de remoção de cavacos são identificadas três regiões distintas: região de deformação elástica pura (A); região de deformação elástica e plástica (B), onde há o escoamento do material para as laterais e por baixo do grão abrasivo, ainda sem a formação efetiva do cavaco (isto ocorre em vista de que o arredondamento do gume faz com que o ângulo de saída formado entre seu contorno e o raio do rebolo seja extremamente negativo); região de deformação elástica e plástica com formação de cavaco (C), iniciada quando a espessura média do cavaco não-deformado (h_{cu}) atinge a profundidade de início de corte (T_μ). A espessura efetiva de usinagem (h_{cuf}) é ligeiramente inferior à espessura média do cavaco não-deformado, em vista das deformações elásticas [2].

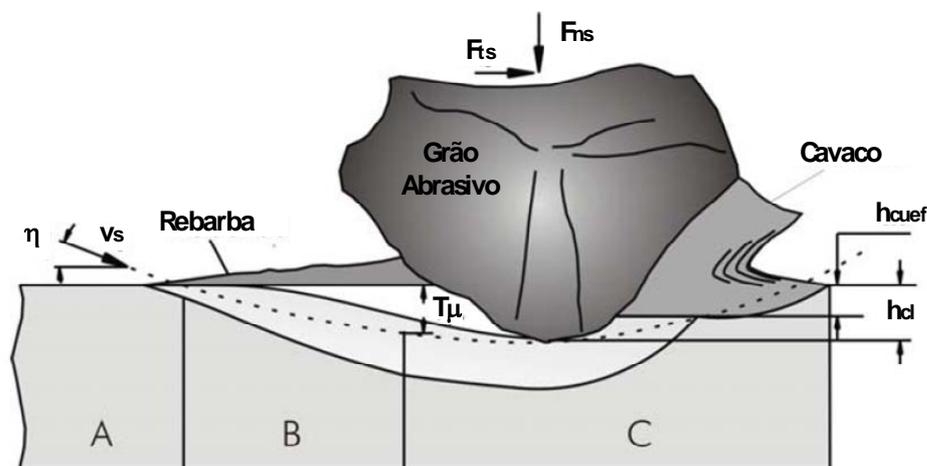


Figura 2.2 – Remoção de cavaco na retificação [2].

Dependentes da geometria do gume, do ângulo de ataque η e da velocidade de corte v_s , a profundidade de início do corte (T_μ) e a espessura efetiva de usinagem (h_{cuf}) estão ainda relacionadas com o atrito decorrente do contato entre o grão e a peça. Da mesma forma, tais aspectos são ainda dependentes das condições de escoamento do material do componente usinado. Em situações em que os grãos apresentam um baixo grau de afiação e pequeno ângulo de ação, o escoamento do material é executado com maiores penetrações de início de corte, assim como menores espessuras efetivas de corte. Tal efeito é também

verificado em vista do aumento da tensão de escoamento do material. Por outro lado, o atrito entre o grão e a peça favorece o efeito contrário, que gera um estado de tensão mais intenso abaixo do gume e propicia a formação de cavacos [2].

2.2 Ferramentas de Corte para Retificação

As ferramentas utilizadas em retificação são denominadas rebolos. Segundo a norma DIN 69111, tais ferramentas são rotativas e têm os gumes de geometria não-definida, a ela fixados por um ligante. Os rebolos são classificados em duas formas essencialmente: rebolos inteiriços e rebolos com grão abrasivos aplicados sobre um corpo-base.

Os rebolos inteiriços são compostos em sua integridade de grãos abrasivos, ligante e poros. A sua estrutura é definida pela composição volumétrica de tais compostos, o que repercute em suas propriedades de dureza, porosidade, tenacidade, dentre outras [2].

A segunda classificação dos rebolos é referente àqueles que têm os grãos abrasivos fixados na periferia de um disco, o corpo-base. As características necessárias para os materiais de construção empregados são de alta resistência mecânica (para que não haja o rompimento da ferramenta em vista das intensas solicitações mecânicas), amortecimento de vibrações, e grande condutibilidade térmica (para que o calor gerado durante o processo seja dissipado). Os corpos-base empregados em geral têm a sua composição de alumínio, aço, cerâmica, resinas etc. [2].

2.2.1 Embasamento Cinemático

No processo de retificação uma grande quantidade de gumes atua na remoção de material da peça simultaneamente, ao contrário do que ocorre no processo de usinagem com ferramentas de geometria definida. Por este fato, os cavacos formados têm espessuras e comprimentos variáveis. Para que as leis que regem a cinemática do processo sejam deduzidas, é necessário o uso da estatística [2].

Como ilustra a **Figura 2.3**, existe uma dependência funcional entre a espessura média do cavaco não-deformado (h_{cu}) e algumas variáveis de entrada no processo. Tais variáveis são: a velocidade periférica do rebolo (v_s); a velocidade tangencial da peça (v_w); a profundidade de corte (a_e); o diâmetro do rebolo e a distribuição estatística da densidade de gumes (C_{stat}) (neste trabalho, as velocidades tangenciais estão representadas no formato de

velocidades angulares, para facilitar a visualização e interpretação das figuras). A dependência é modelada pela função exponencial colocada na **Equação 2.1** [2].

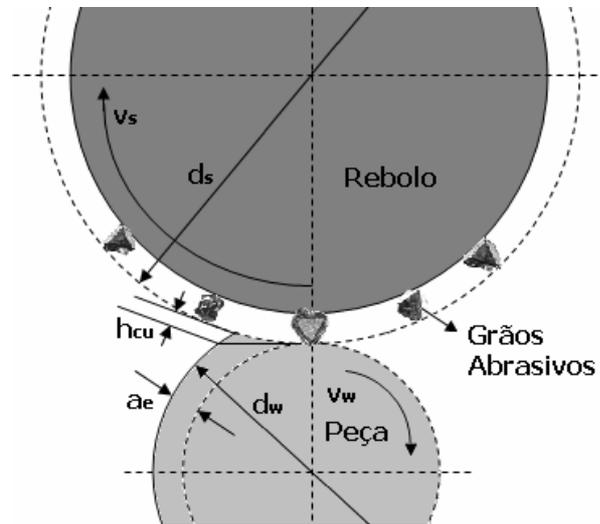


Figura 2.3 – Dependência entre a espessura de usinagem e as variáveis de entrada [9].

$$h_{cu} \approx k \cdot \left[\frac{1}{C_{stat}} \right]^{\alpha} \cdot \left[\frac{v_w}{v_s} \right]^{\beta} \cdot \left[\frac{a_e}{d_{se}} \right]^{\gamma} \quad (2.1)$$

onde k é um fator de proporcionalidade e α , β e γ são constantes determinadas experimentalmente, com valores situados entre 0 e 1.

Para que as condições de contato entre a ferramenta e a peça sejam determinadas, é definido o diâmetro equivalente (d_{se}), que indica o diâmetro que o rebole utilizado na retificação cilíndrica deveria ter para gerar a mesma geometria de corte ao ser utilizado na retificação plana. Com o uso deste parâmetro é então possível a comparação entre os diferentes processos de retificação, tendo na retificação plana o diâmetro equivalente e o diâmetro do rebole a mesma dimensão. O sinal positivo no denominador é empregado para o cálculo do diâmetro equivalente no processo de retificação cilíndrica externa, enquanto o sinal negativo é empregado para a retificação cilíndrica interna [2].

$$d_{se} = \frac{d_w \cdot d_s}{d_w \pm d_s} \quad (2.2)$$

Para que o comprimento de contato entre a ferramenta de corte e a peça seja quantificado, pode ser usada a **Equação 2.3**. O comprimento de contato é variável dependente do tipo de processo de retificação, das dimensões da ferramenta de corte, da peça e da profundidade de corte empregados. Verifica-se com o aumento do comprimento de contato também um aumento do comprimento dos cavacos. Dessa forma, pressupondo-se que a ta-

xa de retificação (volume de material removido no tempo) e o volume médio de cavaco permaneçam constantes, o aumento do diâmetro equivalente do rebolo, ao provocar o aumento do comprimento dos cavacos, proporciona uma diminuição na espessura média do cavaco não-deformado [2].

$$l_k = \sqrt{a_e \cdot d_{se}} \quad (2.3)$$

onde l_k é o comprimento de contato entre a ferramenta de corte e a peça.

Com base na **Equação 2.3**, pode-se constatar que com uma velocidade periférica crescente do rebolo, ou uma velocidade decrescente da peça, a espessura média do cavaco não-deformado é reduzida. Isto ocorre pelo fato de que, sendo mais rápida a atuação de um grão sobre a peça, esta tem um deslocamento de um ângulo relativamente menor durante o processo de corte. É ainda importante destacar que a velocidade periférica do rebolo não tem influência na taxa de remoção de material da peça, sendo que um incremento no seu valor tem como consequência a remoção de um maior número de cavacos para o mesmo volume usinado [2].

Em referência à densidade de gumes, a sua distribuição estatística (C_{stat}) é definida como o número de gumes por unidade de área do rebolo até uma profundidade de 1 mm. Pelo fato de que um mesmo grão pode apresentar vários gumes, o afastamento dos gumes estáticos não é igual ao afastamento entre os grãos. Alguns gumes estáticos podem estar muito recuados, e por este motivo, não chegam a entrar em contato com a peça durante o processo de retificação. Os gumes que têm atividade no processo de remoção são chamados gumes cinemáticos [2].

Cinemática no Processo de Retificação Cilíndrica Externa

Incluído no grupo denominado "retificação com ferramentas rotativas", de acordo com a norma DIN 8589, a "retificação cilíndrica externa" destaca-se pela grande quantidade de aplicações na indústria. Na **Figura 2.4** podem ser visualizados parâmetros e variáveis de entrada na retificação cilíndrica externa de mergulho.

Os movimentos de corte são caracterizados pela velocidade periférica do rebolo (v_s), que freqüentemente é denominada velocidade de corte, pela velocidade tangencial da peça (v_w) e pela velocidade de avanço (v_f). A profundidade de corte é indicada por a_e e a largura de corte por a_p . No caso da retificação cilíndrica externa de mergulho, a largura de corte é igual à largura do rebolo (b_s) [2,8].

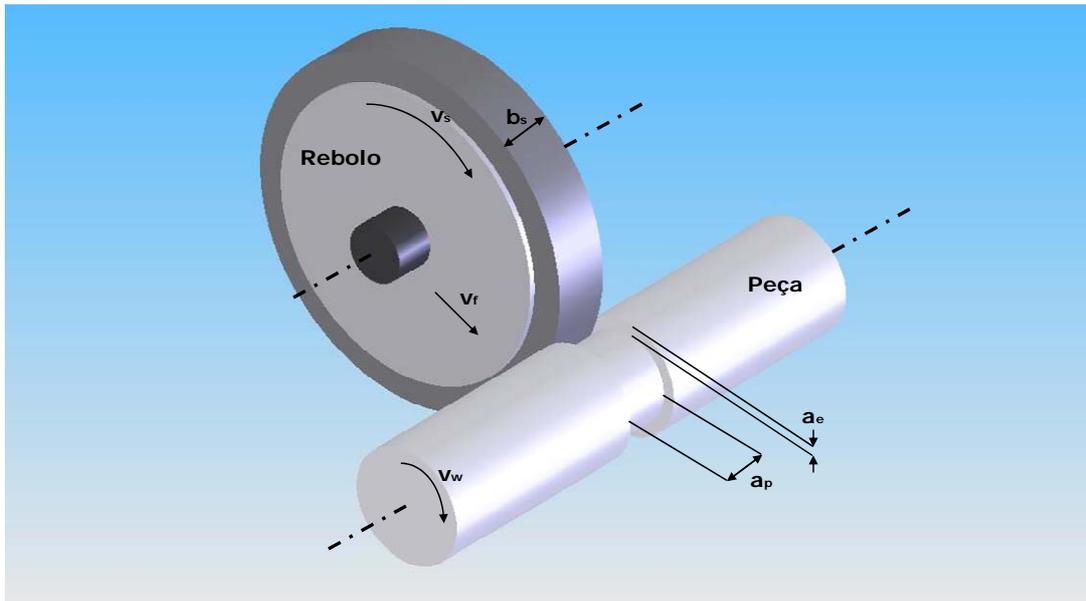


Figura 2.4 – Parâmetros e variáveis de entrada na retificação cilíndrica externa [8].

A taxa de retificação é um dos principais parâmetros neste processo, e é definida pelo volume de material removido da peça por unidade de tempo. O cálculo da taxa é feito por uma equação que depende do tipo de processo em questão, sendo para a retificação cilíndrica externa de mergulho a apresentada na **Equação 2.4** [2].

$$Z_W = \pi \cdot d_W \cdot v_f \cdot b_S \quad (2.4)$$

Para que possa ser feita a comparação dos resultados de trabalho dos rebolos de diferentes larguras, a grandeza utilizada é a taxa de retificação específica (Z'_W). A sua obtenção é através da divisão da taxa de retificação (Z_W) pela largura efetiva do rebolo (b_S), que é a largura do rebolo que efetivamente remove material durante o processo de corte. A unidade de Z'_W é dada em milímetros cúbicos de material da peça por milímetros de largura de rebolo por segundo ($\text{mm}^3/(\text{mm}\cdot\text{s})$).

Também para efeito de comparação entre processos de retificação cilíndrica externa, é usado o parâmetro de relação de velocidades, definido pela divisão entre as velocidades periféricas do rebolo e da peça (**Equação 2.5**).

$$q = \frac{v_S}{v_W} \quad (2.5)$$

O referido parâmetro não traz influências significativas para o resultado de trabalho da retificação em termos de esforços, rugosidade da superfície retificada e o desgaste da ferramenta de corte. Isto ocorre pelo fato de que o aumento da espessura do cavaco não-

deformado, decorrente do aumento da velocidade da peça, é compensado pela redução da penetração de trabalho por rotação da peça (de acordo com a **Equação 2.5**). Por outro lado, as fontes geradoras de calor têm a sua influência localizada minimizada com a diminuição da profundidade de corte (a_e), pela diminuição do comprimento de contato (l_k), de forma que uma menor quantidade de calor é transmitida para a camada limite. Assim, aquela pequena região aquecida da peça é removida mais rapidamente, promovendo a eliminação parcial do calor, antes que ele tenha condições de penetrar mais profundamente na peça. Dessa forma, a parte do calor que é eliminada com o cavaco aumenta, favorecendo a redução do calor absorvido pela peça [2].

2.2.2 Rebolos Estruturados

De uma forma geral, os temas de pesquisa que envolvem a área de retificação concentram-se nos assuntos referentes às diferentes influências dos parâmetros de corte nos resultados do processo de usinagem [10]. Por outro lado, no que se refere ao desenvolvimento de novas ferramentas de retificação, o foco é normalmente relativo à eficiência de aplicação dos grãos abrasivos. A sua alta dureza e elevada resistência ao desgaste possibilitam o uso de velocidades de corte elevadas, favorecendo a produtividade [7]. Dessa forma, tendo sido feita a escolha do tipo de grão abrasivo adequado à sua aplicação na retificação, os fatores que levam ao colapso da ferramenta durante o processo de remoção de cavacos são normalmente dados à solitação mecânica excessiva sobre os grãos (forças elevadas). Solitações mecânicas pronunciadas podem provocar o rompimento dos grãos durante o processo de corte, ou ainda, o rompimento do ligante ao qual os grãos são fixados [6,7].

Uma maneira de verificar a capacidade dos grãos e dos ligantes de suportar as solitações mecânicas é o uso dos rebolos estruturados (*engineered grinding tools*). Estas ferramentas têm os grãos abrasivos fixados ao longo da superfície do disco de retificação, em apenas uma camada, e com um padrão definido de distribuição.

Ao longo dos últimos anos diversos artigos têm sido publicados e várias patentes têm sido depositadas com relação a esse tipo de ferramenta de corte [11]. Neste contexto, a principal análise é realizada com foco na utilização de diferentes padrões de distribuição de grãos sobre o disco de retificação. Este aspecto específico, do desenvolvimento de rebolos estruturados, visa à otimização de três pontos básicos:

- ☑ Características da ligação entre os grãos abrasivos e o ligante no rebolo;
- ☑ Escoamento do meio lubri-refrigerante e dos cavacos ao longo do processo de remoção;

- ☑ Taxa de remoção de cavacos durante a retificação.

No presente trabalho, é feita a análise da forma como a distribuição de grãos é capaz de afetar o escoamento do meio lubri-refrigerante durante a retificação. A distribuição parametrizada de grãos através do rebolo pode ser verificada na **Figura 2.5**.

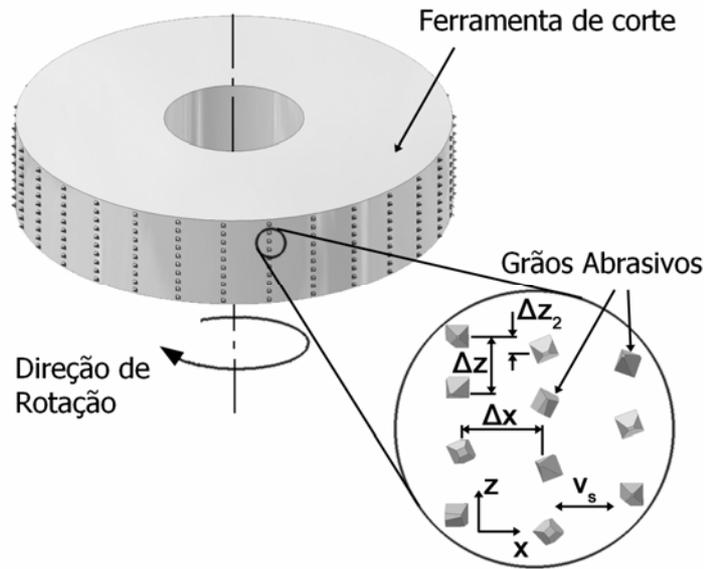


Figura 2.5 – Parametrização da distribuição de grãos sobre o rebolo [9].

2.3 Grãos Abrasivos

Atualmente, para a fabricação de rebolos, 5 tipos de materiais abrasivos naturais são utilizados: quartzo, granada, esmeril, coríndum e diamante. Com a exceção deste último, nenhum dos materiais abrasivos naturais tem a resistência mecânica exigida para atender aos requisitos das recentes aplicações industriais. E, ainda, a qualidade de fabricação das peças não pode ser controlada de maneira tão eficiente e reproduzível como a obtida pelos materiais abrasivos sintéticos. Com exceção do diamante, os materiais abrasivos naturais têm uma importância secundária em relação aos materiais abrasivos sintéticos [2].

Subdivididos nos grupos de materiais abrasivos convencionais (óxido de alumínio e carboneto de silício) e superabrasivos (nitreto de boro cúbico cristalino e diamante sintético), os abrasivos sintéticos enumeram as seguintes características [2,7,8,11]:

- ☑ São extremamente duros, favorecendo taxas mais elevadas de remoção de material da peça;

- ☑ Têm grande estabilidade térmica, tornando possível que os grãos resistam às elevadas temperaturas decorrentes do processo de remoção de cavacos;
- ☑ Apresentam grande estabilidade química, evitando que os grãos sejam enfraquecidos por possíveis reações com o material da peça, ar ou meio lubri-refrigerante, em vista das elevadas condições de pressão e temperatura;
- ☑ Têm grande condutividade térmica, de modo a minimizar a quantidade de calor transferido para a peça durante a usinagem, que pode trazer prejuízos à qualidade do componente fabricado (danos térmicos, extrapolação das tolerâncias etc.).

No presente trabalho, o CBN é o material que compõe os grãos abrasivos fixados ao rebolo. A seguir é feito um maior detalhamento a respeito das características deste material.

2.3.1 Nitreto de Boro Cúbico Cristalino (CBN)

O nitreto de boro cúbico cristalino (CBN) é um material que não existe na natureza. A sua sintetização foi pela primeira vez realizada por Wentdorf no ano de 1956, sendo mais de uma década depois empregado como material abrasivo em processos de fabricação (Wentdorf *apud* Muckli [13]). A inclusão do CBN nos processos de usinagem representou um avanço significativo no âmbito da fabricação de ferramentas de corte, impulsionando o desenvolvimento da tecnologia de retificação graças às suas propriedades.

Praticamente todos os requisitos referidos no tópico anterior são atendidos com o emprego de CBN como material abrasivo na retificação [12,13]. O CBN é um dos materiais mais duros conhecidos, apresentando uma estabilidade térmica superior à do diamante, visto que este apresenta uma significativa queda na dureza a partir de 500°C (a 800°C a dureza do diamante é inferior à do CBN à mesma temperatura). É ainda importante destacar que, à pressão atmosférica, enquanto a grafitação é dada no diamante a partir de 900°C, o CBN apresenta estabilidade até 2000°C [2]. Na **Figura 2.6** podem ser verificados os valores de dureza Knoop (na condição ambiente de pressão e temperatura) dos materiais sintéticos mais comumente utilizados para a fabricação de rebolos [11].

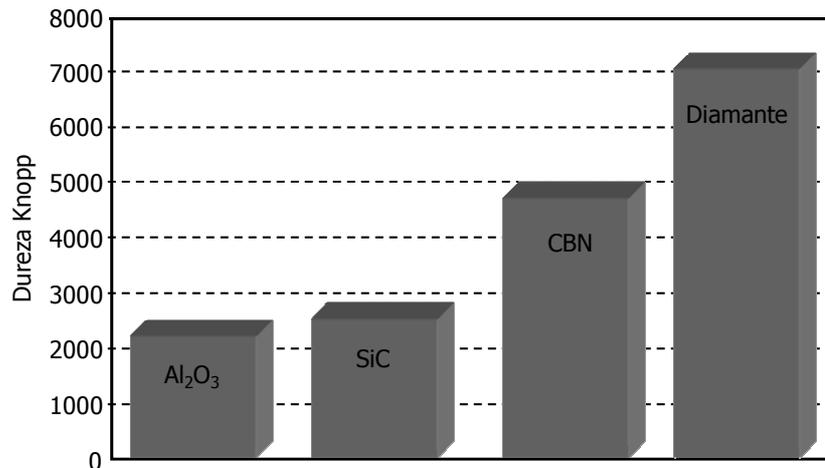


Figura 2.6 – Dureza Knopp de materiais utilizados para fabricação de rebolos [11].

Uma grande quantidade de calor é gerada durante o processo de retificação, em função do atrito no flanco dos grãos, da deformação plástica na superfície da peça, da formação de cavaco propriamente dita, e do atrito do ligante sobre a superfície da peça [2,14,15]. Assim como o diamante, o CBN é um excelente condutor de calor. Esta característica garante que uma grande parcela do calor seja transferida à ferramenta de corte, evitando que a peça seja submetida a temperaturas excessivas [16,17].

Em relação aos outros abrasivos sintéticos normalmente utilizados em retificação, com exceção do diamante, o CBN tem uma condutividade térmica muito mais expressiva. Enquanto, por exemplo, o óxido de alumínio (Al₂O₃) tem uma condutividade térmica na faixa de 36 W/(m.K), fazendo com que cerca de 60-75% do calor seja transferido para a peça, o CBN tem uma condutividade térmica na ordem de 1.300 W/(m.K), garantindo que o calor transmitido para a peça seja em torno de 20% (Kohli *apud* Morales [18]).

As aplicações do CBN são atualmente voltadas para a usinagem de aços ferramenta, com extensa aplicação em outros materiais ferrosos e ligas aeronáuticas.

2.4 Ligantes

Com a função de manter os grãos fixos ao rebolo, os ligantes devem ser resistentes o suficiente para suportar os esforços cíclicos, a temperatura e a inércia do processo de retificação. Outra propriedade importante é a baixa afinidade com o material da peça e com o meio lubri-refrigerante, para que não ocorram reações químicas deteriorativas durante o processo de remoção de cavacos [2].

Os materiais utilizados como ligantes pela indústria de ferramentas abrasivas têm a sua composição orgânica (resinóides) ou inorgânica (cerâmicos ou vitrificados e metálicos) [2]. A presente pesquisa é realizada com o uso de rebolos com ligante metálico brasado sobre um corpo-base, e dessa forma, é feito um estudo mais apurado neste sentido no tópico seguinte.

2.4.1 *Ligantes Metálicos Brasados*

O método mais comum, no que concerne à fixação de grãos abrasivos em ferramentas de retificação estruturadas, é o galvânico. A galvanoplastia garante uma forte ligação mecânica entre os grãos e o material do disco de retificação. Entretanto, para que os grãos abrasivos sejam devidamente fixados ao corpo do disco, a camada de material galvanizado deve recobrir o disco em uma altura entre 50 e 65% da altura dos grãos. Por este fato, tanto a protusão dos grãos, assim como o espaço para o escoamento do meio lubri-refrigerante e para os cavacos, são reduzidos. Como alternativa à aplicação do método da galvanoplastia, pode ser utilizada a brasagem [7].

A produção de ferramentas de retificação brasadas é feita através da cobertura da periferia do disco de retificação com o material de brasagem e os grãos de retificação (estes são previamente colados na superfície do disco de forma padronizada). A seguir, o conjunto é inserido em um forno na temperatura de fusão do material de brasagem, que reage quimicamente com os grãos abrasivos e o corpo do disco de retificação, criando uma forte ligação química. A espessura de ligante resultante do processo de brasagem atinge em torno de 35 a 50% da altura dos grãos abrasivos sobre o disco. Isto favorece na presença de espaço para o escoamento de meio lubri-refrigerante e cavacos, assim como possibilita a obtenção de rebolos com maiores níveis de protusão, em relação às ferramentas galvanizadas [7]. A **Figura 2.7** apresenta uma ferramenta construída com ligante brasado, fabricado no Instituto de Máquinas-ferramentas e Fabricação, da Universidade Federal Técnica de Zurique.

Buckhard desenvolveu um método para produzir rebolos com uma única camada de abrasivos em sua periferia, utilizando material brasado como ligante entre os grãos e o disco. A metodologia consiste nos seguintes passos [7]:

- ☑ Pequenas gotas de uma cola especial são aplicadas por um bico na superfície periférica do disco de retificação. O bico tem um orifício capaz permitir a passagem de uma pequena dosagem de cola (em torno de 50 μm de diâmetro), proporcionando pequenas gotas. O bico é controlado via *software*, e a posição em que cada gota de cola é colocada é previamente programada;

- ☑ Assim que todas as gotas de cola tiverem sido depositadas sobre o disco, os grãos abrasivos são depositados sobre a ferramenta, ficando presos à superfície do rebolo quando entram em contato com as gotas;
- ☑ A ferramenta com os grãos colados é coberta com um material de brasagem. A espessura do material adicionado determina a protusão dos grãos do rebolo;
- ☑ Após a camada de material de brasagem ter sido adicionada sobre a periferia do disco, é iniciado o ciclo de brasagem. A ferramenta é colocada em um forno, que atinge a temperatura de fusão do material de brasagem. Em seguida, é iniciado um processo controlado de oscilação da temperatura, trabalhando sempre abaixo do limite da temperatura de fusão do material de brasagem.

A espessura da camada de ligante utilizada é definida com base na resistência do seu material às solicitações mecânicas e térmicas durante o processo de retificação. E como já referido, isto afeta diretamente no espaço disponível para o fluxo de meio lubrificante e de cavacos removidos durante o corte [7].

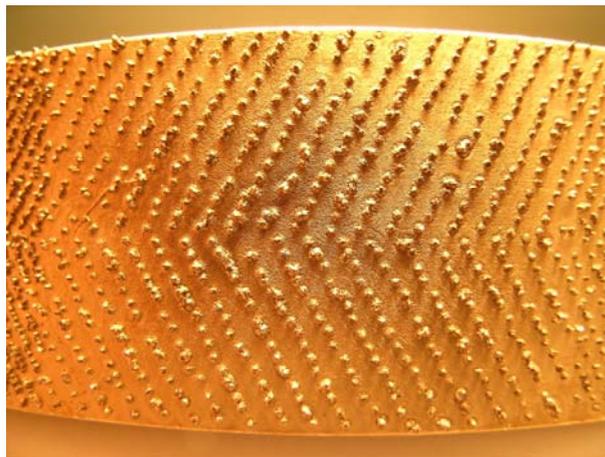


Figura 2.7 – Perfil de rebolo construído com ligante brasado.

3 MEIOS LUBRI-REFRIGERANTES NA RETIFICAÇÃO



Em vista de que as exigências em termos de tolerâncias de fabricação e de custos estão cada vez maiores, os meios lubri-refrigerantes têm entrado neste contexto de maneira extensa. Há cerca de 100 anos, W. H. Northcott foi provavelmente o primeiro a escrever a respeito do aumento da produtividade proporcionado pela aplicação dos meios lubri-refrigerantes nos processos de usinagem. Através da injeção de água na região de contato entre a ferramenta e a peça durante o processo de usinagem, o americano F. W. Taylor fez a avaliação da influência deste meio lubri-refrigerante durante o processo de corte. Sua pesquisa apontou que com a aplicação do fluido, foi possível o aumento da velocidade de corte em 40% sem aumento do desgaste na ferramenta de corte. Desde então, o uso de meios lubri-refrigerantes tem sido crescente nas aplicações de usinagem [19].

Na medida em que novos materiais para ferramenta foram desenvolvidos, consideráveis aumentos foram possíveis nas velocidades de corte. Isto, de forma simultânea, estimulou o desenvolvimento de novos meios lubri-refrigerantes. Dessa forma, houve uma expansão da tecnologia de produção de meios lubri-refrigerantes, levando a combinações diversas de óleos minerais, óleos vegetais, óleos graxos e aditivos químicos. As combinações das diferentes propriedades de cada componente dos fluidos de corte trouxeram extensão às propriedades físico-químicas destas substâncias (proteção contra corrosão, lubrificação, estabilidade química etc.) [19,20].

No contexto do processo de retificação, há elevada geração de calor, basicamente em função do atrito e das deformações plásticas. O uso de meios lubri-refrigerantes tem importante papel em minimizar a geração e aumentar a dissipação de calor graças às seguintes características [2,21]:

- ☑ Redução do atrito entre o grão abrasivo e a peça, assim como a diminuição do atrito entre o ligante e a peça, pela formação de um filme lubrificante estável;
- ☑ Refrigeração da superfície da peça e posterior transporte do calor gerado;

- ☑ Limpeza e lubrificação do rebolo.

Outros aspectos que tornam o meio lubri-refrigerante um componente fundamental nos processos de retificação são as suas funções de proteção da peça usinada e da máquina-ferramenta contra a oxidação, de manter a temperatura da máquina-ferramenta-peça estável, e do transporte de cavacos para fora da região de corte [2,5,19,22].

3.1 Tipos e Propriedades de Meios Lubri-refrigerantes

Os meios lubri-refrigerantes, de acordo com a norma DIN 51385, são divididos em miscíveis e não-miscíveis em água. Embora ambos os tipos de meios lubri-refrigerantes sejam empregados em processos de retificação com o uso de rebolos de CBN, os não-miscíveis em água são utilizados na maioria dos casos. A maior aplicação deste tipo de meio lubri-refrigerante dá-se em função de que é verificado um desgaste menos expressivo dos grãos abrasivos em relação aos miscíveis em água [2,5,22,23,24]. Na **Figura 3.1** pode ser verificada a classificação dos meios lubri-refrigerantes de acordo com a referida norma.

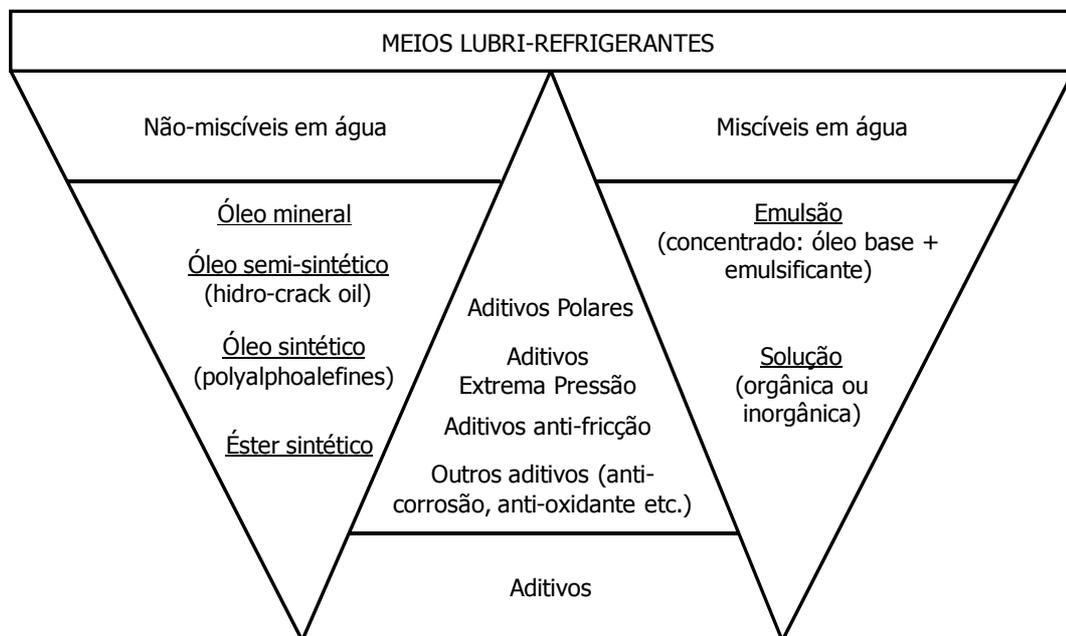


Figura 3.1 – Classificação dos meios lubri-refrigerantes segundo a Norma DIN 51385 [5].

3.1.1 Meios Lubri-refrigerantes Não-Miscíveis em Água

Os meios lubri-refrigerantes não-miscíveis em água, também chamados de óleos de corte, têm como sua composição entre 80 e 95% um óleo de base, empregado com ou sem aditivos nos processos de usinagem [5]. Os primeiros utilizados em processos de usinagem foram os óleos vegetais e animais. Por terem um alto custo e rápida deteriorização, tornaram-se inviáveis. Atualmente, estes óleos são utilizados como aditivos para favorecer as propriedades lubrificantes dos óleos minerais, segundo Machado *apud* Dias [25].

Por terem viscosidade bem maior que os óleos de base aquosa (os óleos de corte a 40°C têm viscosidade em torno de 50 vezes maior que a viscosidade da água), os meios lubri-refrigerantes não-miscíveis em água garantem uma lubrificação consideravelmente maior. Isto faz com que o emprego de óleos de corte em processos de retificação de alta velocidade se torne imprescindível, em vista da sua capacidade de reduzir a abrasão, principal fonte de calor nesse processo de fabricação [5].

É ainda importante destacar que os óleos de alta viscosidade possuem uma maior capacidade de aderência em relação aos óleos de baixa viscosidade, e ainda, há menor tendência de formação de névoas. Por outro lado, o alto nível de viscosidade de alguns óleos implica em menor facilidade de penetração na interface ferramenta-peça em relação a óleos com baixa viscosidade, e a sua capacidade de transportar calor para fora da região de corte também é reduzida [5,22,23,26].

Quatro dos principais tipos de meios lubri-refrigerantes não-miscíveis em água são [5,22,27]:

- ☑ Óleo mineral;
- ☑ Óleo hidrocraqueado (*hydrocracked oil*);
- ☑ Óleo à base de alfa-olefinas polimerizadas (*Polyalphaolefin*);
- ☑ Ésteres.

Os óleos minerais são obtidos através da destilação do óleo bruto, possibilitando a geração de inúmeras combinações de ligações carbono-hidrogênio, com diferentes tamanhos e estruturas moleculares. A subdivisão deste tipo de óleo é feita com base no tipo de ligação do carbono, em famílias de parafinas, naftenos e aromáticos. Parafinas são hidrocarbonetos de cadeias longas apenas com ligações simples entre os carbonos. Naftenos são hidrocarbonetos com cada átomo de carbono ligado a outros dois átomos de carbono, formando uma estrutura em forma de anel. É importante salientar que, com a presença de hidrocarbonetos aromáticos, os óleos minerais são altamente poluentes, em função da sua to-

xicidade, solubilidade em água, além de que alguns são comprovadamente carcinogênicos (capazes de causar danos genéticos) (Mang *apud* Beck [22]).

O óleo hidrocraqueado é resultado do processo de craqueamento do óleo mineral sob alta pressão e alta temperatura, em que as moléculas grandes são quebradas em moléculas menores pela ruptura (*cracking*, quebra) das longas cadeias. Na medida em que há a quebra das cadeias moleculares, ocorre a hidrogenação de uma parcela dos compostos aromáticos, isto é, uma grande parte das múltiplas ligações atômicas é fissurada. Isto implica na redução do efeito tóxico do meio lubri-refrigerante. Outras vantagens apresentadas pelo óleo hidrocraqueado, em relação ao óleo mineral convencional, são a maior resistência ao envelhecimento, menores níveis de formação de névoa, e os altos níveis de viscosidade-temperatura. Este último significa que a queda da viscosidade com a temperatura é consideravelmente menos acentuada do que nos óleos minerais convencionais [27].

Um meio lubri-refrigerante “não convencional”, obtido através da catálise do etilino (H-C=C-H), o *Polyalphaolefines* (PAO) é um meio lubri-refrigerante constituído de hidrocarbonetos sintéticos. Suas principais características são a alta estabilidade química e pequena tendência à evaporação. Em vista da obtenção sintética, não há a presença de aromáticos em sua composição, tornando-o livre de efeitos tóxicos. Mesmo com custo elevado, em relação aos meios lubri-refrigerantes minerais, os *Polyalphaolefines* têm tido crescente aplicação, com destaque para a retificação com rebolos de CBN (Storr *apud* Beck [19]).

Obtidos através da reação entre um ácido carboxílico e um álcool, os estéres apresentam um grande poder de lubrificação, baixa tendência à evaporação e resistência do filme lubrificante a altas temperaturas (Grupo Wanadoo *apud* Weingaertner [29]). Outro aspecto de grande importância é o fato de que os ésteres são substâncias biodegradáveis (podem ser absorvidas por colônias de bactérias), e portanto, não trazem danos ao meio ambiente. Limitações da aplicação destes compostos dão-se à sua afinidade a alguns elastômeros empregados em vedações, tubulações e isolamentos em máquinas-ferramentas, exigindo concepções especialmente desenvolvidas para viabilizar o seu emprego como meio lubri-refrigerante [22].

3.1.2 Meios Lubri-refrigerantes Miscíveis em Água

Nas situações em que a refrigeração na região de corte tem mais importância que a lubrificação, são empregados os meios lubri-refrigerantes miscíveis em água [2,5,13,22,23,24,25,27,28]. Os meios lubri-refrigerantes em questão consistem nas emulsões, que são originadas da dispersão de óleo (normalmente mineral) em água. O óleo é

finamente distribuído na água através da ação de agentes emulsificantes, presentes na mistura. Os agentes emulsificantes são responsáveis pela redução da tensão superficial, através da formação de uma película monomolecular relativamente estável na interface óleo-água. Agentes amplamente utilizados são: sulfonatos de sódio de base mineral; sulfonatos de sódio de base sintética [28].

A proporção de água é responsável pela capacidade de refrigeração, enquanto que a quantidade de óleo atua na lubrificação. A faixa de concentração de óleo nas emulsões é bastante ampla e depende principalmente da severidade das operações de usinagem. Nas aplicações de retificação são comumente empregadas concentrações de 2 a 15% de óleo em água [2,5,23,28]. As propriedades físicas da emulsão são semelhantes às da água, que tem capacidade térmica específica duas vezes maior e condutividade térmica em torno de cinco vezes maior que a do óleo [2].

Dessa forma, os meios lubri-refrigerantes miscíveis em água combinam propriedades lubrificantes e antioxidantes dos óleos com as excelentes propriedades refrigerantes da água. Além disso, como vantagens, em relação aos óleos integrais, a emulsão tem uma maior facilidade de filtragem, maior capacidade de transporte de cavacos, condições mais limpas de trabalho e menor custo. Por outro lado, o seu poder de lubrificação é menor que o dos óleos minerais, e ainda, existe a constante necessidade do ajuste da sua concentração de óleo devido à perda deste junto aos cavacos removidos [28].

É ainda importante destacar que, como desvantagem, as emulsões apresentam o risco da sua contaminação por microorganismos. Como intuito de minimizar este tipo de problema, são utilizados biocidas, que inibem o desenvolvimento de bactérias e fungos no meio lubri-refrigerante. Para não afetar a saúde dos operadores, estes agentes inibidores devem ser compatíveis com a pele humana, e não apresentar toxicidade, segundo Silliman *apud* Dias [25].

Através da mistura de produtos orgânicos ou inorgânicos com uma concentração de até 10% de água são obtidas as soluções aquosas, também chamadas de fluidos sintéticos ou químicos. Este meio auxiliar de usinagem não atua como lubrificante, sendo a sua função voltada para a refrigeração e limpeza da região de corte. Com o intuito de obter qualidade lubrificante, podem ser adicionadas pequenas quantidades de óleo mineral e aditivos, sendo então chamados, fluidos semi-sintéticos [5,28].

3.1.3 Aditivação do Meio Lubri-refrigerante

A mistura de aditivos aos meios lubri-refrigerantes é feita para melhorar as propriedades específicas do fluido, e a sua escolha dá-se de acordo com as peculiaridades do processo de fabricação em que o meio lubri-refrigerante será empregado. Alguns exemplos de aditivos utilizados são: substâncias polares ativas (éster sintético, ácidos graxos); aditivos de extrema pressão (enxofre); aditivos anti-fricção (compostos fosforosos); dentre outros (anti-corrosão, antioxidante, emulsificantes etc.) [5].

Através do aumento da molhabilidade do meio lubri-refrigerante, os aditivos polares são capazes de aumentar a penetração do fluido na interface ferramenta-peça. Os mais largamente utilizados são os óleos vegetais, óleos animais, determinados tipos de cera, substâncias sintéticas, ou ainda, óleos de origem da fauna marinha. Além disso, em vista da sua grande aderência a materiais metálicos, este tipo de aditivo é capaz de inibir a corrosão do componente usinado.

Por outro lado, alguns cuidados devem ser tomados na seleção de aditivos para a usinagem de determinados materiais. Por exemplo, na usinagem de aços austeníticos, a presença de aditivos clorados é extremamente prejudicial. Isto ocorre em função de que os cloretos penetram a película passiva destes aços e causam corrosão por pite (*"pitting corrosion"*). Os pontos de oxidação tendem a ocorrer em regiões específicas como: contornos de grãos; inclusões de sulfetos e óxidos na ferrita-alfa (fase comum nestes aços). Além disso, a ocorrência deste fenômeno torna-se mais acelerada na medida em que as soluções de cloretos se aproximam de regiões submetidas a tensões e altas temperaturas [31,32].

Uma vez devidamente selecionados os aditivos para a aplicação, compostos de alta estabilidade são por eles formados durante o processo de usinagem. O desenvolvimento dos compostos ocorre por mudanças de polaridade ou reações químicas junto à superfície metálica. Para isto, a geração de calor decorrente do processo de retificação é de extrema importância para a eficiência de ação dos aditivos durante o corte, pois o desenvolvimento dos compostos surge somente em faixas temperatura definidas [5]. As faixas de temperatura que garantem a atuação eficaz de determinados aditivos podem ser verificadas na **Figura 3.2.**

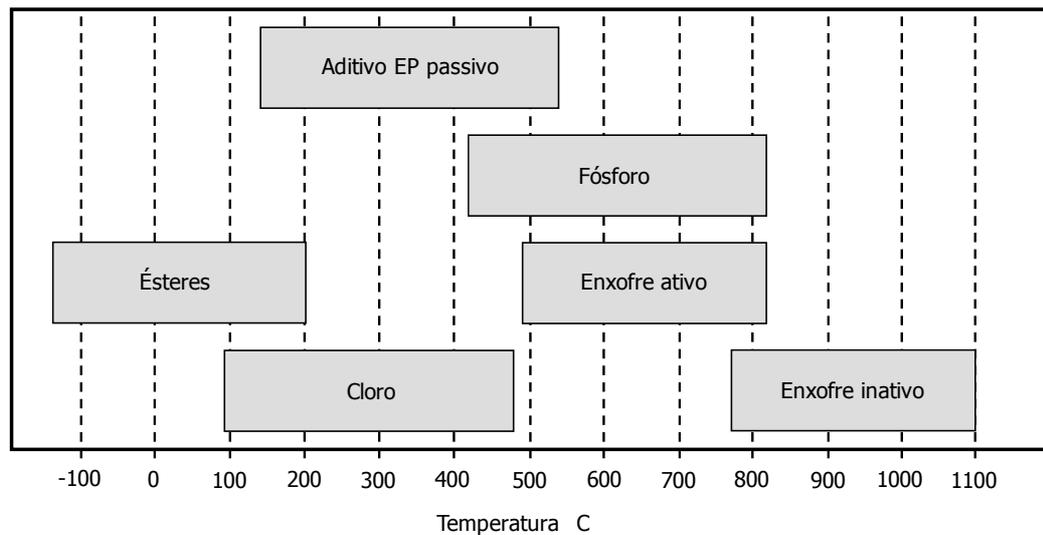


Figura 3.2 – Faixa de temperaturas com aplicação de aditivos (Werner *apud* Beck [22]).

3.1.4 Reaproveitamento do Meio Lubri-refrigerante

Controles mais eficientes da qualidade do meio lubri-refrigerante durante a sua utilização têm sido estimulados pelos crescentes custos envolvidos em seu tratamento para descarte. Dessa forma, todo um cuidado é tomado para que o fluido seja reutilizado o maior número de vezes possível, garantindo a qualidade e produtividade dos componentes fabricados [31]. Para isso, é indispensável que o meio lubri-refrigerante seja devidamente isento de impurezas, independentemente do seu tipo ou função [2].

Em termos de armazenagem, a emulsão exige maior cuidado do que o óleo integral. Isto ocorre pela influência da degradação natural e pelo nível de contaminação na sua qualidade, assim como pela concentração da composição, alcalinidade, acidez e outras características físico-químicas da água [28]. No entanto, os óleos integrais, embora não sejam tão suscetíveis à degradação, não devem ser armazenados a temperaturas excessivamente baixas. Nestas circunstâncias (abaixo de 20°C) há a tendência de solidificação e separação de óleos graxos ou compostos gordurosos contidos nestes tipos de meio lubri-refrigerante, segundo El Baradie *apud* Dias [25].

O principal critério na escolha de uma instalação de filtragem e dos dispositivos auxiliares é a sua qualidade de filtragem, para garantir que o meio lubri-refrigerante tenha os níveis de pureza necessários. Os aspectos que influenciam no processo de filtragem utilizado são: tipo de meio lubri-refrigerante utilizado; material usinado; forma dos cavacos; impure-

zas provenientes dos processos de fabricação anteriores; contaminação do meio lubri-refrigerante com óleo da máquina-ferramenta [35].

É importante destacar que a definição da quantidade e dimensão das partículas contaminantes a serem filtradas é função da aplicação do processo de fabricação. Há situações em que a remoção só pode ser obtida com o emprego de métodos de alto custo, como: microfiltração; ultrafiltração; osmose reversa [28].

Durante o processo de filtração por gravidade do meio lubri-refrigerante, é formada uma coluna deste fluido sobre o papel filtro. A altura máxima aceitável da coluna de fluido sobre o papel filtro é estipulada de forma a garantir que o meio lubri-refrigerante não transborde do compartimento em que está inserido. Caso o compartimento não tenha altura suficiente para garantir que os níveis de filtração definidos sejam obtidos, deve ser empregada a filtração forçada.

Em relação à emulsão, o óleo de corte tem uma maior resistência à filtração, em vista da maior viscosidade. Para o caso da substituição do uso de emulsão por óleo de corte em um determinado processo, mantendo-se os mesmos parâmetros de filtração e retificação, a área de filtração deve ser ampliada, sendo necessária a utilização de uma malha de filtro mais aberta. Entretanto, o uso da malha de filtro mais aberta traz o inconveniente de permitir que partículas maiores a atravessem. Os problemas que isso pode trazer são: influência de forma negativa na qualidade da peça fabricada; desgaste de forma mais acentuada no rebolo e até mesmo nos componentes do sistema de filtração [35].

Para que o óleo de corte integral seja devidamente filtrado, existe a necessidade de uma capacidade de filtração e de resfriamento no mínimo duas vezes maior do que a necessária para fluidos de corte de base aquosa. Portanto, na prática, a filtração eficiente de um óleo de corte é somente obtida através do uso de filtros pressurizados, como os filtros de aluvião (operam em pressões de até 50 kg/cm²) (Webster *apud* Weingaertner [10]).

Para que o meio lubri-refrigerante seja selecionado para a aplicação em um determinado processo de retificação, o processo de filtração é um fator decisivo. Embora o óleo de corte proporcione vantagens em termos de desgaste do rebolo, e de qualidade da superfície usinada, há casos em que a emulsão é preferencialmente utilizada, pela maior facilidade de filtração.

3.1.5 Influências do Meio Lubri-refrigerante na Retificação

A crescente substituição dos rebolos de óxido de alumínio pelo CBN na indústria atualmente tem como uma das suas principais vantagens o fato de que o CBN favorece a geração de menores energias específicas, e é um excelente condutor de calor. Absolvendo mais calor, o uso deste tipo de rebolo torna possível trabalhar com tolerâncias dimensionais mais estreitas (a deformação térmica da peça durante o processo dificulta a manutenção das tolerâncias). Além disso, evita o desenvolvimento de danos térmicos ao componente usinado e introduz tensões residuais de compressão (benéficas à peça em termos de resistência à fadiga) [36].

Por outro lado, mesmo na fabricação de componentes com rebolos de CBN, o meio lubri-refrigerante tem um papel fundamental na dissipação de calor. A formação de cavaco no processo é feita através da deformação do material da peça pelo grão abrasivo. Submetido a solicitações mecânicas, o material do componente usinado tem a sua tensão de cisalhamento ultrapassada, fazendo com que o cavaco flua sobre a face do grão abrasivo. Na medida em que um filme estável de meio lubri-refrigerante é formado entre as superfícies da ferramenta de corte e a peça, há a redução do atrito entre essas partes. Isto favorece a minimização da geração de calor, e ainda, o fluxo de fluido é capaz de carregar parte do calor criado, refrigerando essa interface [5].

Outro aspecto importante no emprego de meios lubri-refrigerantes na retificação é a redução do atrito ao longo da linha de fluxo dos cavacos (entre os cavacos, os grãos abrasivos e o ligante do rebolo). Dessa maneira, a fricção à que o ligante é submetido é minimizada, diminuindo o seu desgaste [5].

Os fatores que influenciam na eficácia com que o meio lubri-refrigerante é capaz de atuar no processo de retificação são: tipo de fluido utilizado; tipo da tubeira; posicionamento da tubeira; vazão de injeção; pressão de alimentação; projeto da tubeira etc. [5,22,24,34].

3.1.6 Influências do Tipo do Meio Lubri-refrigerante

Os meios lubri-refrigerantes que têm maior poder lubrificante, no caso os óleos de corte, são capazes de diminuir com mais eficácia o desgaste dos rebolos de CBN em relação aos fluidos de base aquosa [2,5,22,23,24,33,34]. A **Figura 3.3** faz a comparação entre os referidos meios auxiliares de corte em atividade no processo de retificação, através da medição do desgaste radial nos rebolos (Carius *apud* Weingaertner [30]). Com base nesta análise, pode-se inferir que a relação de remoção G (relação entre volume usinado da peça e o

volume desgastado do rebolo) reflete um desgaste mais acentuado com o emprego da emulsão a 2% (G em torno de 200) e mais reduzido com o emprego do óleo de corte (G em torno de 400).

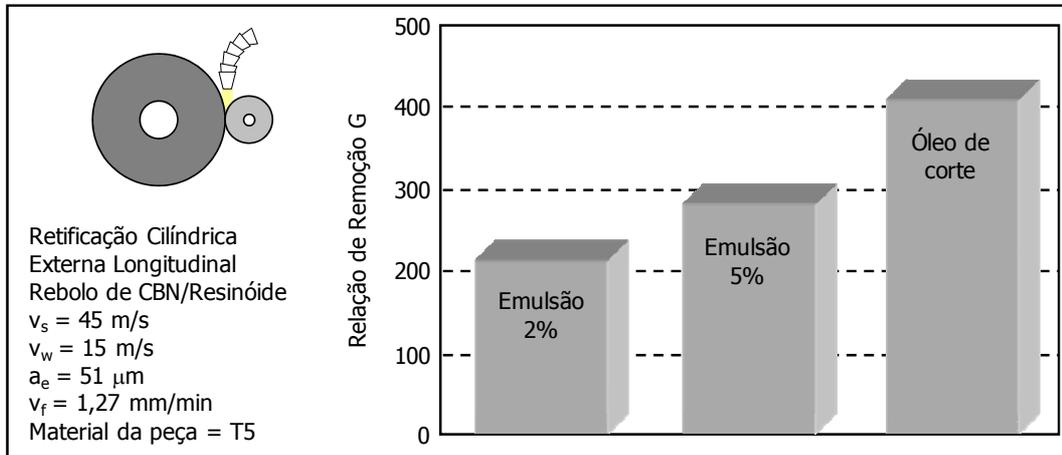


Figura 3.3 – Comparação entre os meios auxiliares de corte (Carius *apud* Weingaertner [30]).

Outro aspecto que sofre influência do tipo de meio lubri-refrigerante utilizado é o referente às forças decorrentes do processo de corte. Na Figura 3.4 verifica-se que, para uma mesma taxa de retificação, a força normal específica F'_n é menor se o óleo de corte é empregado como meio lubri-refrigerante. Tal fato é decorrente da diminuição do atrito pela formação de um filme lubrificante entre o cavaco e o grão abrasivo e entre o cavaco e o ligante [2].

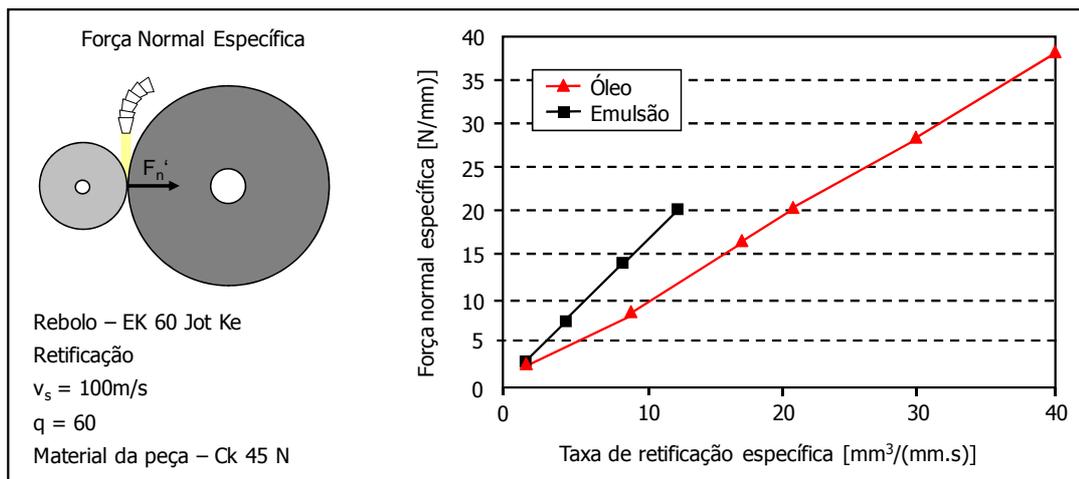


Figura 3.4 – Influência da aplicação do meio lubri-refrigerante sobre F'_n [2].

O tipo de meio lubri-refrigerante empregado também é capaz de influenciar nos níveis de rugosidade da superfície usinada. A rugosidade média (R_a), adquirida com o emprego de emulsão e óleo de corte, tem a sua variação apresentada na **Figura 3.5** para uma mesma taxa de retificação. A redução dos níveis de rugosidade é dada em função do aumento das deformações elasto-plásticas abaixo do gume (T_μ maior, h_{cuf} menor), e a referida ilustração indica que há um desvio médio aritmético inferior com o uso de óleo de corte em relação ao fluido de base aquosa [2].

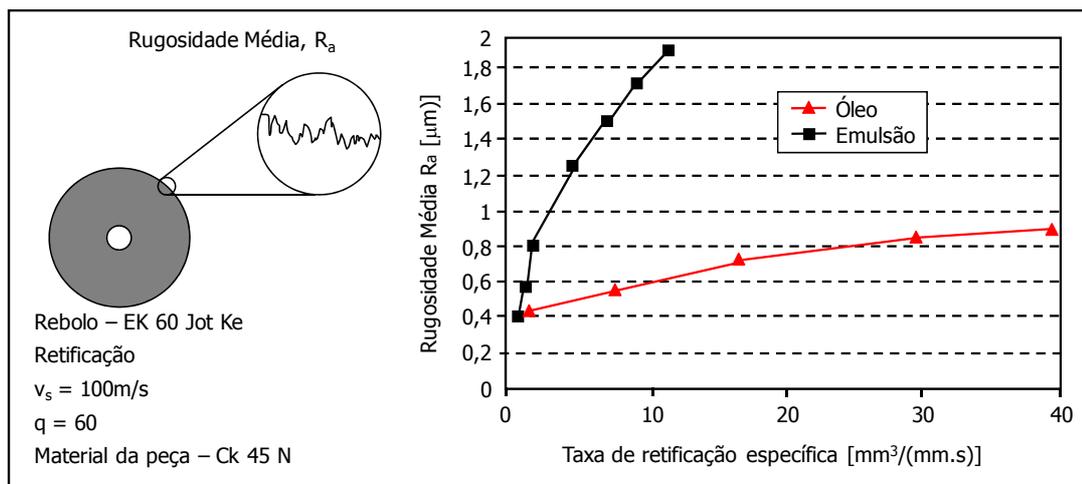


Figura 3.5 – Variação da rugosidade em função do emprego de meios lubri-refrigerantes [2].

As tensões residuais geradas na superfície da peça pelo processo de retificação também recebem influência do tipo de meio lubri-refrigerante aplicado. As tensões residuais têm associação com a densidade de defeitos cristalinos dos materiais, e a região em que se desenvolvem pode variar muito em escala (pode ter desde grandeza atômica até grandes volumes de material). No caso de serem de tração, as tensões residuais podem gerar no componente usinado carência de resistência à fadiga, à corrosão e mecânica. No entanto, as tensões residuais de compressão trazem efeitos benéficos à peça, como maior resistência à fadiga. Dessa forma, quanto mais eficiente for o meio lubri-refrigerante para retirar calor, ou para evitar a sua geração, menor a tendência de criação de tensões de tração, e maior a de formação de tensões de compressão. Evidentemente, uma vez que maiores velocidades de corte induzem a uma maior taxa de geração de calor, maior é a tendência do desenvolvimento de tensões residuais de tração [5,37].

Um fenômeno decorrente das condições do processo de retificação, e que pode trazer prejuízo aos resultados por ele obtidos, é a calefação do meio lubri-refrigerante na superfície do grão abrasivo. Durante o processo de retificação, o líquido que entra em contato com as superfícies metálicas tende a formar um filme de vapor entre a superfície do líquido

e a superfície do metal (*film boiling*), em decorrência das altas temperaturas. O filme formado pode ter pressão suficiente para sustentar o líquido sobre a superfície metálica, impedindo o contato direto entre estes. A ausência do contato líquido-metal dificulta a transmissão do calor gerado no processo para o meio lubri-refrigerante, reduzindo a sua eficiência. Para fluidos de base aquosa, o referido problema é mais acentuado do que para óleos de corte, pelo fato de que a temperatura de evaporação das emulsões é significativamente mais baixa do que a dos óleos integrais. É ainda interessante salientar que para pressões de alimentação mais altas do meio lubri-refrigerante, e através do emprego de tubeiras adequadas durante o processo de corte, é possível reduzir os efeitos da formação do filme de vapor [5].

4 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA



No processo de retificação a remoção de cavacos é dada substancialmente em função do atrito entre o rebolo e a peça. A geração de calor é elevada, especialmente para altas velocidades de corte. Dessa forma, uma vez que o fluido de corte penetre na interface rebolo-peça, além de auxiliar no transporte de calor para fora desta região, pode favorecer em outro aspecto fundamental: o de lubrificação.

Durante o processo de retificação, caso a cavidade de corte seja suprida de meio lubri-refrigerante de forma adequada, a geração de calor deverá ser minimizada em sua fonte. Para isto, no presente trabalho duas variáveis foram analisadas através de simulações computacionais para explicar os fenômenos que ocorrem durante a aplicação de fluido de corte na fabricação de componentes por retificação. São elas:

- Comportamento do escoamento após abandonar a tubeira, entrando em contato com a interface ferramenta-peça;
- Comportamento do escoamento no interior da cavidade de corte, através dos grãos abrasivos e entre o rebolo e a peça.

Primeiramente, foi analisada a forma como o fluido de corte abandona a tubeira de injeção e entra em contato com o conjunto ferramenta-peça, direcionado para a cavidade de corte. Esta análise é focada na maneira como o conjunto sapata-ferramenta-peça influencia sobre o comportamento do fluido durante o processo de fabricação. As características do processo de retificação em si impactam diretamente na forma como o meio lubri-refrigerante é direcionado durante a injeção, e uma análise voltada por este ângulo pode ajudar a entender os fenômenos que envolvem o comportamento do escoamento. Efeitos que surgem em decorrência dessas variáveis são os de cunha e de filme espremido. Tais fenômenos, assim como as conseqüências por eles provocadas ao escoamento, serão posteriormente descritos e analisados.

Em seguida, é feito um estudo do comportamento do meio lubri-refrigerante no interior da cavidade de corte. A análise aqui realizada tem o propósito de identificar os fenômenos que ocorrem em torno do escoamento nesta região em função dos parâmetros do processo de usinagem, assim como do ferramental utilizado (máquina-ferramenta) e do componente fabricado.

Como já colocado, todas as análises executadas neste trabalho foram baseadas em resultados de simulações numéricas computacionais. Portanto, os resultados obtidos são teóricos e baseados em modelos simplificados em relação à realidade, e a sua validação foi feita com base na literatura relacionada.

5 MODELOS E MÉTODOS DE SIMULAÇÃO



5.1 Modelagem Matemática

Para que a análise dos escoamentos envolvidos no presente trabalho seja feita de maneira adequada, o método numérico deve ser escolhido de modo a evitar tempos computacionais não proibitivos e os resultados obtidos devem ser os mais próximos do fenômeno físico quanto possível.

O modelo matemático escolhido é baseado na solução das equações da conservação da massa e da quantidade de movimento (Navier-Stokes), sendo estabelecidas as condições de contorno respectivas a cada caso. Além disso, foi necessária a elaboração de algumas hipóteses para que a modelagem dos escoamentos fosse realizada com êxito. As seguintes considerações foram adotadas:

- Escoamento tridimensional em regime permanente;
- Escoamento adiabático;
- Escoamento incompressível;
- Forças de campo desprezadas;
- Escoamento turbulento.

Inicialmente serão apresentadas neste capítulo as equações governantes dos escoamentos tratadas neste trabalho. Em seqüência, são colocados os modelos de turbulência utilizados para favorecer fidelidade na representação que a simulação numérica faz da realidade. Por fim, a metodologia de volumes finitos é detalhada, expondo a forma como as equações são discretizadas, assim como os esquemas de interpolação e o acoplamento entre os campos de pressão e de velocidade.

5.1.1 Equações de Conservação

A equação de conservação da massa, para um fluido incompressível e cuja média da velocidade é estatisticamente permanente, pode ser escrita como:

$$\frac{\partial(u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (5.1)$$

onde $u_i = u_i(x, t)$ é a componente de velocidade na direção i .

O princípio da conservação da quantidade de movimento linear para um fluido Newtoniano nas mesmas condições anteriormente citadas, e além disso, desprezado as forças de corpo, pode ser escrito da seguinte maneira:

$$\rho \left(\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \quad (5.2)$$

onde ρ é a massa específica e σ_{ij} é o tensor tensão. Para um fluido Newtoniano, σ_{ij} é definido como:

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (5.3)$$

onde μ é a viscosidade molecular, $p = p(x, t)$ é a pressão e δ_{ij} é o operador delta de Kronecker ($\delta_{ij} = 0$ para $i \neq j$ e $\delta_{ij} = 1$ para $i = j$).

5.1.2 Modelos de Turbulência

A turbulência é caracterizada por flutuações nos campos de velocidade, e eventualmente, nas propriedades escalares dos escoamentos. As flutuações ocorrem em vista do movimento desordenado formado em determinadas porções do fluido, com diferentes escalas de tempo e de comprimento.

O código comercial utilizado, *CFX-Ansys 5.7*, oferece modelos baseados na Média de Reynolds e nos Modelos das Tensões de Reynolds (RSM). Para que os problemas de escoamento do presente trabalho fossem devidamente estudados, o modelo de turbulência escolhido foi o *RNG k-ε* baseado no conceito de Média de Reynolds. A escolha de tal modelo foi feita após análise dos modelos de turbulência disponíveis e com base em literatura relacionada.

Decomposição de Reynolds

Em vista da complexidade dos fenômenos turbulentos e da dificuldade de compreensão detalhada de sua dinâmica, Reynolds desenvolveu e publicou um trabalho em 1895 para auxiliar na compreensão e modelagem matemática desses fenômenos. A proposta de Reynolds consiste na decomposição dos parâmetros que caracterizam o escoamento em duas partes: média e flutuante [47,48].

Para um escoamento em regime permanente (na média), uma propriedade instantânea qualquer, ϕ , pode ser escrita como a soma de uma propriedade média, $\bar{\phi}$, e uma parcela flutuante, ϕ' , que tenha associação com a turbulência:

$$\phi(x,t) = \bar{\phi}(x) + \phi'(x,t) \quad (5.4)$$

O motivo dessa decomposição é tornar possível a execução de um tratamento distinto entre o dado à parcela estatisticamente estacionária e o dado à parcela flutuante, com características complexas. Para a média temporal de uma variável turbulenta, temos:

$$\bar{\phi}(x) \equiv \lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{2t} \int_{-t}^t \phi(x,t) dt \quad (5.5)$$

onde t é um intervalo de tempo grande o suficiente para que a sua média represente de fato o comportamento estacionário do escoamento. Tomando como referência a equação anterior, temos que a média da variação instantânea é zero:

$$\bar{\phi}' = 0 \quad (5.6)$$

Além disso, a média das variáveis médias é a própria variável média:

$$\bar{\bar{\phi}} = \bar{\phi} \quad (5.7)$$

Dessa forma, a decomposição de Reynolds apresenta uma forma de introduzir uma formulação estatística para a descrição da dinâmica dos escoamentos turbulentos. Isso torna possível a modelagem matemática dos escoamentos turbulentos sem que os efeitos que ocorrem em frequências elevadas devam ser resolvidos.

O conceito de decomposição de Reynolds pode ser aplicado descrever o escoamento de fluidos newtonianos incompressíveis através da equação de Navier-Stokes. Através da aplicação do conceito da decomposição de Reynolds para os termos u_i e p das equações de Navier-Stokes, em um escoamento cuja média da velocidade é estatisticamente permanente, têm-se:

$$u_i = \bar{u}_i + u_i' \quad (5.8)$$

$$\rho = \bar{\rho} + \rho' \quad (5.9)$$

Usando-se a média da equação da continuidade (ou da conservação da massa), temos:

$$\overline{\frac{\partial u_i}{\partial x_i}} = \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (5.10)$$

Dessa forma, a componente média do escoamento também satisfaz a equação da continuidade para fluido incompressível. Uma vez que a média tomada pela integração temporal sobre um intervalo de tempo seja suficientemente longa, o valor médio da derivada espacial de uma quantidade pode ser assumido como igual à derivada espacial do valor médio dessa mesma quantidade.

Usando a equação da continuidade, a equação de Navier-Stokes pode ser reescrita na forma conservativa do seguinte modo:

$$\rho \left[\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial (u_i u_j)}{\partial x_j} \right] = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \quad (5.11)$$

Com base na média temporal da equação de Navier-Stokes, temos:

$$\rho \overline{\left(\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial u_i u_j}{\partial x_j} \right)} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \Rightarrow \rho \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\rho \bar{u}_i u_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial \bar{\sigma}_{ij}}{\partial x_j} \quad (5.12)$$

Sendo a média de $u_i(x, t)$ estatisticamente estacionária, o primeiro termo do lado esquerdo da última equação é zero. Para que o termo de correlação cruzada entre as velocidades, $\overline{u'_i u'_j}$, seja determinado, é feita a seguinte consideração:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho (\bar{u}_i + u'_i) (\bar{u}_j + u'_j)] = \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho (\bar{u}_i \bar{u}_j + \bar{u}_i u'_j + u'_i \bar{u}_j + u'_i u'_j)] \quad (5.13)$$

Tomando a média temporal da **Equação 5.14**, têm-se:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \bar{u}_i u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho (\bar{u}_i \bar{u}_j + \bar{u}_i \overline{u'_j}) + \overline{\rho u'_i \bar{u}_j} + \overline{\rho u'_i u'_j}] \quad (5.14)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \overline{u_i u_j}) = \frac{\partial}{\partial x_j} [\rho (\overline{\bar{u}_i \bar{u}_j} + \overline{\bar{u}_i u'_j} + \overline{u'_i \bar{u}_j} + \overline{u'_i u'_j})]$$

São, portanto, obtidos quatro termos de correlação temporal da equação anterior: $\overline{\bar{u}_i \bar{u}_j}$, $\overline{\bar{u}_i u'_j}$, $\overline{u'_i \bar{u}_j}$, $\overline{u'_i u'_j}$. Uma vez que o termo $u_i(x)$ é estacionário (sem dependência temporal), temos:

$$\overline{\bar{u}_i u_j} = \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (5.15)$$

$$\overline{u_i u_j'} = \overline{u_i} \overline{u_j'} = 0 \quad (5.16)$$

$$\overline{u_i' u_j} = \overline{u_i'} \overline{u_j} = 0 \quad (5.17)$$

As variáveis u_i' e u_j' possuem dependência temporal, e o seu produto apresenta dependências temporais que não são anuladas na média. Dessa forma, o termo $\overline{u_i'(x,t)u_j'(x,t)}$ não é nulo. Com base nessa observação, e com base nos resultados das **Equações 5.16**, **5.17** e **5.18**, é obtida a seguinte equação:

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \overline{u_i u_j}) = \frac{\partial}{\partial x_i} [\rho (\overline{u_i u_j} + \overline{u_i' u_j'})] \quad (5.18)$$

Partindo-se da premissa que o fluido é incompressível, e aplicando a **Equação 5.19** na **Equação 5.13** são obtidas as equações de Navier-Stokes escritas em termos da decomposição de Reynolds.

$$\rho \overline{u_j} \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} [\overline{\sigma_{ij}} - \rho \overline{u_i' u_j'}] \quad (5.19)$$

A **Equação 5.20** é normalmente denominada como Equação Média de Reynolds ou *RANS* (*Reynolds Average Navier-Stokes*). Com exceção do último termo do lado direito, essa equação é igual à Equação de Navier-Stokes para escoamentos estacionários. A diferença que pode ser verificada no termo $\overline{u_i'(x,t)u_j'(x,t)}$ representa a contribuição turbulenta ao escoamento médio. Além disso, os efeitos turbulentos ocorrem na forma de tensões adicionais, $\rho \overline{u_i' u_j'}$, e a tensão viscosa do escoamento médio, $\overline{\sigma_{ij}}$. Dessa forma, a tensão efetiva fica da seguinte forma representada:

$$\tau_{ij} = \sigma_{ij} - \overline{\rho u_i' u_j'} \quad (5.20)$$

As referidas tensões são chamadas de tensões de Reynolds. Da sua interpretação física, pode-se deduzir que, os termos de transporte médio da quantidade de movimento são decorrentes das flutuações turbulentas de velocidade. Mesmo que essa equação tenha sido desenvolvida para um escoamento médio estacionário, ela pode ser diretamente estendida para um escoamento médio transiente por meio da inclusão de um termo médio de variação da quantidade de movimento linear por unidade de massa, e em relação ao tempo.

Viscosidade Turbulenta

A partir da introdução da decomposição de Reynolds na equação de Navier-Stokes, obteve-se como resultado as equações médias de Reynolds. Por outro lado, novos termos

foram adicionados nesse contexto, que contêm flutuações de velocidade, $\overline{u'_i u'_j}$. Os referidos termos correspondem às tensões de Reynolds.

O tensor de Reynolds é um tensor de segunda ordem simétrico, $\overline{u'_i u'_j} = \overline{u'_j u'_i}$. A partir da média temporal da equação de Navier-Stokes são obtidas seis novas incógnitas, $\overline{u'_1 u'_1}, \overline{u'_2 u'_2}, \overline{u'_3 u'_3}, \overline{u'_1 u'_2}, \overline{u'_1 u'_3}, \overline{u'_2 u'_3}$. Em função de que o número de equações é menor do que o número de incógnitas, o resultado é um problema matematicamente indeterminado. Por esse motivo, surge a necessidade de modelar as tensões de Reynolds através de tensões adicionais, de modo a fechar o problema.

A solução proposta para o problema dos termos do tensor de Reynolds foi colocada pela primeira vez por Boussinesq em 1877. A sua consideração foi de que a contribuição das tensões turbulentas na transferência de quantidade de movimento deveria ser descrita de modo análogo ao observado pela ação da viscosidade molecular do fluido. Através dessa proposição surgiu o conceito de viscosidade turbulenta, μ_t .

De acordo com a hipótese de Boussinesq, as tensões de Reynolds são proporcionais à deformação do escoamento médio, com ação similar à das tensões viscosas. Sendo considerado um escoamento unidimensional ao longo de uma placa infinita, assim como no caso da tensão viscosa, a contribuição da turbulência na transmissão de quantidade de movimento poderia ser modelada por:

$$-\overline{\rho u'_i(x,t)u'_j(x,t)} = \mu_t \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \quad (5.21)$$

Há uma analogia direta entre o modelo proposto por Boussinesq e o modelo de viscosidade molecular, μ , para fluidos newtonianos. No entanto, a viscosidade turbulenta é uma propriedade do escoamento, ao contrário da viscosidade molecular. Por esse motivo, a formulação da viscosidade turbulenta deve considerar parâmetros que caracterizam adequadamente as tensões turbulentas.

Em 1942, Kolmogorov propôs uma correção para a hipótese de Boussinesq, por esta apresentar algumas incoerências físicas. Segundo Kolmogorov, o tensor de Reynolds é expresso da seguinte maneira:

$$-\overline{\rho u'_i(x,t)u'_j(x,t)} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (5.22)$$

onde k é a energia cinética turbulenta por unidade de massa, dada por:

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i(x,t)u'_i(x,t)} \quad (5.23)$$

Através desse modelo, a tarefa está em determinar k e μ_t .

Modelos k - ε e RNG k - ε

O modelo k - ε , derivado das equações de Navier-Stokes, é um modelo de turbulência semi-empírico, e o padrão utilizado na indústria. Ele está presente na maioria dos códigos *CFD* existentes no mercado. A sua composição é dada pelas equações de transporte para a energia cinética turbulenta k e sua dissipação ε . Na sua derivação, parte-se do pressuposto que o escoamento é totalmente turbulento e os efeitos moleculares da viscosidade são negligenciáveis. Com o intuito de melhorar a previsão do escoamento nas regiões de separação, pode ser feita a aplicação da técnica matemática conhecida como Grupos de Renormalização (*Renormalization Group – RNG*). Através de tal técnica, é acrescentado o termo R_ε na equação de ε , relacionado à taxa de deformação do escoamento, ficando o equacionamento da modelagem representado da seguinte forma [50]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k - \rho \varepsilon \quad (5.24)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_j \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\varepsilon \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} P_k - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon \quad (5.25)$$

com:

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \qquad \Gamma_\varepsilon = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \quad (5.26)$$

sendo $C_{\varepsilon 1}$, $C_{\varepsilon 2}$, σ_ε e σ_k constantes com os valores de 1,44; 1,92; 1,00; 1,30 respectivamente.

A geração de k , que é decorrente da deformação do escoamento médio, é definida por P_k presente em ambas as equações anteriores. P_k representa a geração de energia cinética turbulenta decorrente dos gradientes da velocidade média. O seu equacionamento pode ser conferido a seguir:

$$P_k = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \quad (5.27)$$

De acordo com a forma tradicional dos modelos k - ε para escoamentos com altos números de Reynolds, a modelagem da viscosidade turbulenta μ_t é descrita da seguinte maneira [51]:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (5.28)$$

sendo $C_\mu = 0,0845$, segundo a teoria dos grupos de renormalização. É interessante destacar que o valor de C_μ é próximo de 0,09, que provêm do modelo $k-\varepsilon$ padrão, e é determinado empiricamente. A viscosidade efetiva é definida por:

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (5.29)$$

Como já referido, a diferença essencial entre o $k-\varepsilon$ padrão e o RNG $k-\varepsilon$ é determinada pela presença do termo adicional R_ε , relacionado à taxa de deformação do escoamento e equacionado como:

$$R_\varepsilon = \frac{C_\mu \rho \eta^3 (1 - \eta/\eta_0) \varepsilon^2}{1 + \beta \eta^3} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (5.30)$$

onde $\eta = Sk/\varepsilon$, $\eta_0 = 4,38$ e $\beta = 0,012$ e sabendo-se que $S^2 = 2S_{ij}S_{ij}$, sendo S_{ij} o tensor taxa de deformação, definido por [51]:

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (5.31)$$

Mais informações a respeito dos modelos matemáticos utilizados podem ser obtidas no manual de uso do *CFX-Ansys 5.7* [53].

5.2 Modelagem Numérica

A metodologia de solução empregada neste trabalho foi a de volumes finitos, para que as equações de conservação fossem resolvidas numericamente. Este método consiste na divisão do domínio de solução em pequenos volumes de controle, utilizando uma malha computacional. Em tais volumes discretos há a integração das equações diferenciais no espaço e no tempo, originando um sistema de equações algébricas, que quando resolvidas, fornecem os campos de cada propriedade.

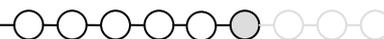
Em vista das grandes não-linearidades fornecidas pelas equações de transporte, em paralelo ao alto grau de acoplamento entre elas, não há viabilidade para a obtenção de soluções analíticas. Por este fato, os métodos numéricos são extensamente aplicados em problemas de mecânica dos fluidos computacional. É importante destacar que, ao ser feita uma aproximação numérica das equações diferenciais, os resultados obtidos são referentes a um número discreto de pontos, admitindo-se que, quanto maior for este número, mais exatidão terão os resultados.

Grande parte dos códigos fechados de simulação de mecânica dos fluidos computacional utiliza do método segregado para a solução dos escoamentos. Tal método consiste na resolução das equações de conservação que, em um primeiro momento, utiliza de uma pressão estimada para a execução dos cálculos. Em seguida, uma equação de correção para a pressão é aplicada. Em vista do requerimento de um número de interações muito elevado na obtenção da convergência na maioria das aplicações, o *CFX-Ansys 5.7* utiliza o processo de solução acoplado para a solução das equações de transporte com o método de volumes finitos [45].

No método acoplado, as equações da hidrodinâmica são resolvidas em um único sistema (u, v, w, p) e de forma seqüencial. Para que um sistema de equações seja criado para as variáveis dependentes em cada célula computacional, há uma linearização das equações governantes. Dessa forma, a solução do escoamento é buscada através da resolução deste sistema linear resultante, que no código *CFX-Ansys 5.7*, é realizada através do método *Multigrid* [45].

A integração das equações de conservação sobre o volume de controle é fundamental no método de volumes finitos, e o distingue das demais técnicas numéricas de solução de escoamentos. Através do método *Multigrid*, cada equação discretizadas é linearizada empiricamente em relação à variável dependente da equação. Analisando-se uma variável específica, o valor desconhecido em cada célula é computado utilizando uma relação que inclui os valores conhecidos e os desconhecidos das células vizinhas. Para isso, o método de interpolação utilizado nos cálculos foi o *High Resolution*, método de interpolação mais robusto presente no código comercial usado. Mais informações a respeito dos métodos numéricos podem ser obtidas no manual de uso do *CFX-Ansys 5.7* [53].

6 SIMULAÇÃO DO ESCOAMENTO NA SAPATA DE INJEÇÃO



Os meios lubri-refrigerantes são utilizados como agentes externos às condições de usinagem, com função de aperfeiçoar o processo. Entretanto, a sua eficiência depende da vazão, velocidade e direção da sua aplicação. Além da escolha do tipo de fluido de corte, que considera dificuldades de uso, eficácia e custo, há outras considerações que devem ser feitas para o seu melhor aproveitamento. Dentre elas, destacam-se a geometria do bocal pelo qual o fluido é injetado, intensidades da pressão e vazão na tubeira, posição do bocal etc. [37].

Nesta parte do trabalho é feito um estudo do comportamento do escoamento através das tubeiras de injeção de meio lubri-refrigerante, que direcionam o fluido para a cavidade de corte. Este estudo tem como foco o conhecimento do perfil de velocidades, assim como a vazão do escoamento que chega à cavidade.

Inicialmente, os sistemas de injeção de fluido de corte existentes são brevemente explanados. A seguir, são colocadas informações detalhadas a respeito da sapata, o único tipo de tubeira de injeção de fluido utilizado no presente trabalho. Para que o escoamento no interior deste tipo de tubeira fosse analisado, foi feito um estudo de caso de uma sapata existente e utilizada no Instituto de Máquinas-ferramentas e Fabricação da Universidade Federal Técnica de Zurique. A referida tubeira pode ser visualizada na **Figura 6.1**.

As análises dos escoamentos foram realizadas a partir de simulações computacionais. Não somente a geometria da tubeira, mas também o seu posicionamento em relação à ferramenta e à peça, foram devidamente considerados durante as modelagens e simulações. Além disso, as características do escoamento foram previamente estudadas, de modo a adotar hipóteses adequadas, assim como escolher métodos de solução confiáveis.

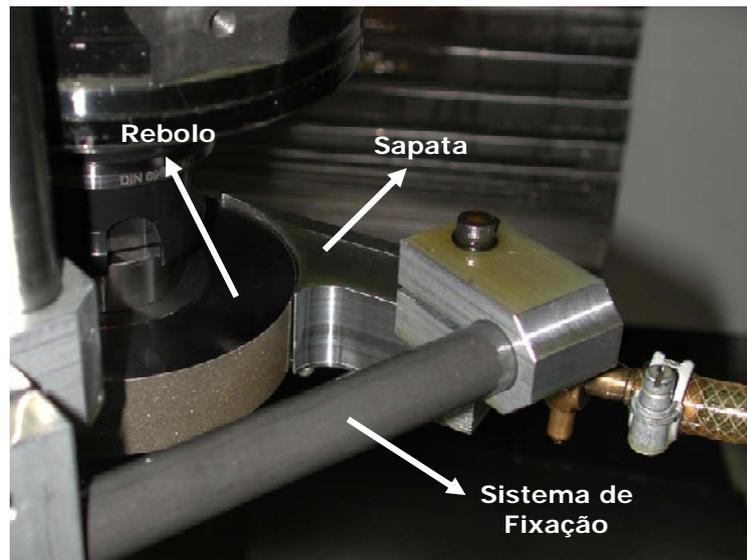


Figura 6.1 – Sapata de injeção de fluido.

6.1 Sistemas de Alimentação de Fluido

Não existe na literatura uma divisão clara a respeito dos sistemas de injeção de meio lubri-refrigerante na retificação. Diferentes aspectos são considerados na execução desta distinção, alguns deles são [30]:

- ☑ **Quantidade de fluido empregada no processo:** sistemas com inundação e sem inundação da região de corte por fluido;
- ☑ **Tipo de convergência do jato de fluido:** tubeiras de jato livre, pontuais, pulverizadoras etc.;
- ☑ **Geometria da tubeira de injeção de fluido:** tubeiras de cano esmagado, forma de agulha, mangueira segmentada e sapata.

Algumas concepções de tubeiras de injeção podem ser conferidas na **Figura 6.2**, e dessa forma, pode-se ter uma idéia a respeito das respectivas vazões de fluido. Nos casos das tubeiras do tipo mangueira segmentada e jato livre, é verificada uma vazão significativamente alta, se considerada com as vazões proporcionadas pela sapata, bocal de jato concentrado, alimentação interna e mínima quantidade de meio lubri-refrigerante [5].

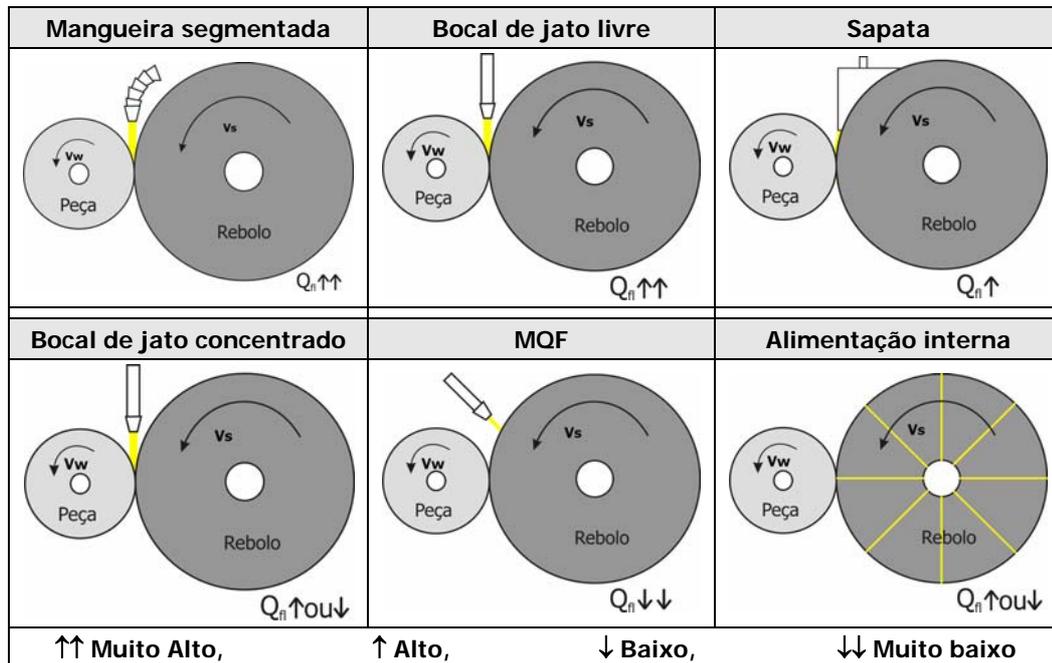


Figura 6.2 – Estratégias de alimentação de fluido lubri-refrigerante na retificação [5].

onde Q_n representa a vazão do fluido injetado.

A tubeira de jato livre é o sistema de alimentação de meio lubri-refrigerante mais empregado na indústria. O fluido lubri-refrigerante abandona a tubeira com proximidade à região de contato entre o rebolo e a peça, e a aplicação do fluido é direcionada para a região de corte por um tubo, mangueira segmentada, ou algo similar. Sendo um dos integrantes dos sistemas de injeção com inundação, em função de que uma grande quantidade de fluido inunda a região de corte, uma parcela do fluido injetado chega à região de corte [22,55].

Um problema enfrentado no emprego de sistemas de injeção de fluido por jato livre é a formação de um colchão de ar em torno do rebolo, que dificulta a penetração do fluido na região de corte, especialmente em processos de retificação de alta velocidade. Em vista da condição de não-escorregamento, o ar adere à superfície do disco de retificação e é acelerado constantemente pela ferramenta rotativa. Dessa forma, é criado um fluxo de ar em torno do rebolo, que compete com o meio lubri-refrigerante na entrada da interface ferramenta-peça [5,22,24,26,33].

Com o intuito de verificar os efeitos da camada de ar formada ao redor do rebolo, Rowe *et al.* realizaram testes com um tanque de fluido lubri-refrigerante com “alimentação estática”, como colocado na Figura 6.3. Os ensaios foram realizados para o processo de retificação plana, com o emprego de um rebolo de 178 mm de diâmetro (D_s), 25 mm de largu-

ra e uma velocidade de corte de 33,5 m/s. O fluido foi injetado entre ferramenta e peça no momento em que havia contato entre elas, com o sistema em movimento. A seguir, foi feito um deslocamento inicial de 20 μm entre o disco de retificação e a peça, com a sucessiva medição da vazão do fluido que passava pela fenda formada. Através de novos deslocamentos e respectivas medições, constatou-se que para distâncias de até 80 μm o fluxo de fluido na fenda era nulo. Isto ocorre pelo fato de que um grande fluxo de ar penetra na fenda de corte, impossibilitando a entrada de meio lubri-refrigerante. Girando a ferramenta em sentido reverso, verifica-se que a vazão de ar é alta o suficiente para empurrar o fluido de corte para fora da interface rebolo-peça [26].

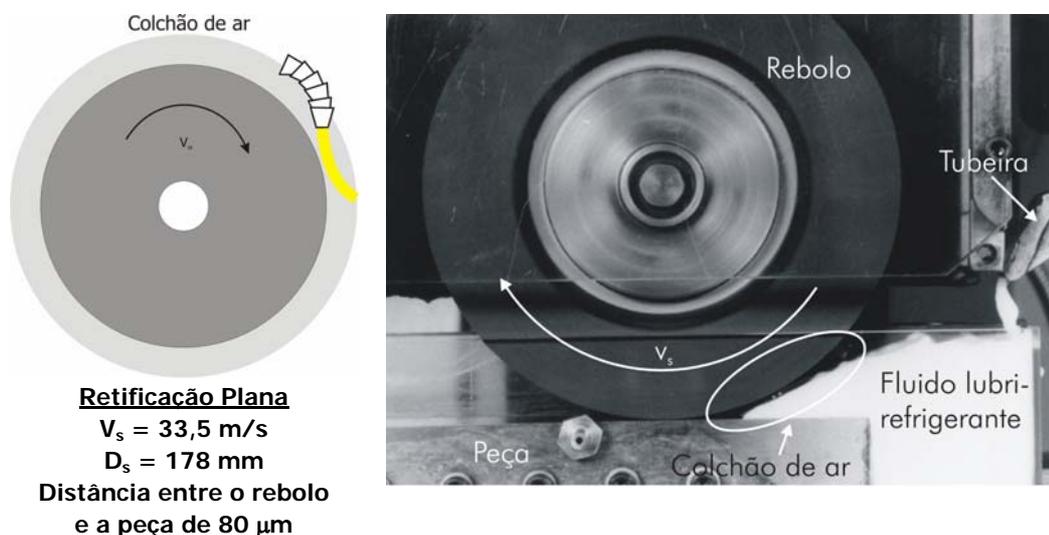


Figura 6.3 - Resistência à penetração do meio lubri-refrigerante na região de corte causada pelo colchão de ar em torno do rebolo [26].

Um trabalho similar foi feito por Rowe, Brinksmeier *et al.* *apud* Beck, com o uso de retificação cilíndrica externa. Foi feita a comprovação de que com o uso de tubêira de jato livre com vazão de 50 l/min e uma velocidade de corte de 100 m/s, o meio lubri-refrigerante praticamente não entrava em contato com o rebolo, em função da formação da camada de ar ao redor do disco. Tal aspecto apontou prejuízo tanto para o desgaste da ferramenta como para a qualidade da superfície usinada [22].

Para que o filme de ar formado em torno do rebolo seja quebrado, o meio lubri-refrigerante necessita de energia cinética. Para isso, a medida normalmente utilizada é o aumento da vazão de injeção de fluido pela tubêira. Por outro lado, segundo Webster *apud* Weingaertner [30], o simples fato de haver uma vazão elevada de meio lubri-refrigerante não garante eficácia na sua penetração através da cavidade de corte. Isto se dá pelo fato de que um jato de fluido de corte mal posicionado, defletido e com baixa velocidade saída ou

excesso de dispersão, combinado com um rebolo de baixa porosidade, é capaz de influenciar negativamente a quantidade de meio lubri-refrigerante que efetivamente atinge a interface ferramenta-peça. Segundo Rouse *apud* Weingaertner [30], Webster [33] e Bertalan [41], para que a eficiência da aplicação de fluido de corte seja aumentada, a velocidade de saída de fluido pela tubeira deve ser ampliada, de modo a atingir a velocidade de rotação do rebolo. Por este fato, houve uma preocupação em desenvolver tubeiras de jato livre com características especiais, como as baseadas em bicos de mangueira de incêndio, favorecendo o aumento da coerência do jato de injeção. A **Figura 6.4** apresenta tais concepções.

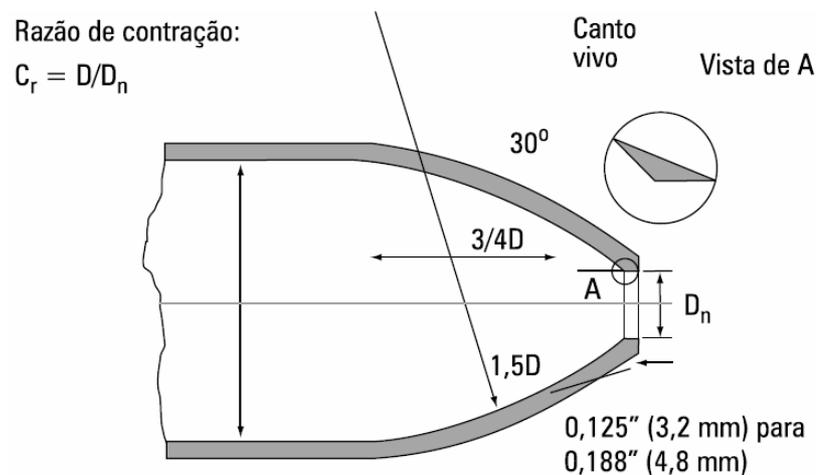


Figura 6.4 – Tubeiras baseadas nos bicos empregados em mangueira de incêndio por Webster *apud* Bianchi [37].

De acordo com Webster *apud* Bianchi [42], aspectos verificados na utilização deste tipo de tubeira foram:

- ☑ Redução da temperatura de corte durante o processo;
- ☑ A velocidade tangencial do rebolo, em relação à velocidade de injeção do fluido, é muito significativa para a refrigeração da peça;
- ☑ A abertura geométrica dos bocais na entrada e na saída do fluido deve ser bem projetada, de modo a minimizar a geração de turbulências no interior da tubeira;
- ☑ Deve ser dada atenção especial na definição da razão de contração (C_r), que é a razão entre os diâmetros de entrada (D) e de saída (D_n) do bocal. A redução da área de passagem do fluido induz ao aumento da velocidade. Por conseqüência, há um aumento no número de Reynolds, e portanto, dos níveis de turbulência no interior da tubeira.

Em vista da progressiva necessidade do trabalho em velocidades de corte mais elevadas, a possibilidade de trabalhar com velocidades de injeção de fluido de mesma magnitude que a velocidade de giro do rebolo torna este método inviável. Para que tais velocida-

des de injeção de fluido sejam atingidas, é necessária a instalação de bombas com conjugado elevado de pressão e vazão, acarretando em um alto consumo de energia por parte do sistema de injeção do meio lubri-refrigerante, provocando prejuízos ecológicos e econômicos [30].

Além disso, a utilização de altas velocidades de injeção de meio lubri-refrigerante induz à formação de névoa. A névoa gerada resulta em um ambiente propício à explosão, pondo em risco tanto a máquina-ferramenta como os operadores. Dessa forma, com a motivação de poder trabalhar com vazões menores de injeção de fluido, têm sido pesquisados sistemas que minimizem a ação do colchão de ar formado ao redor do disco de retificação.

Segundo Ramesh *et al. apud* Bianchi [42], para processos com elevadas velocidades de corte, o efeito do colchão de ar é ainda mais pronunciado. Seus resultados mostram que a velocidade e a pressão do ar diminuem exponencialmente com a diminuição da distância radial, partindo da superfície periférica do rebolo. Isto pode ser verificado na **Figura 6.5**.

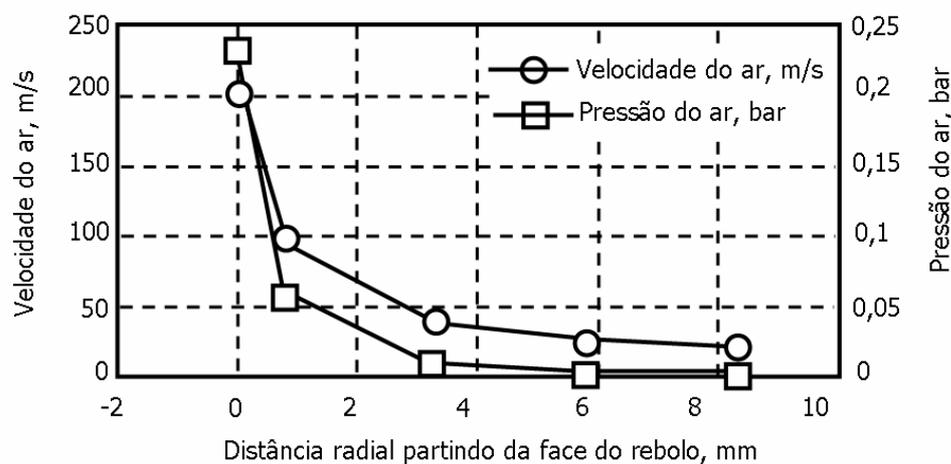


Figura 6.5 – Características do colchão de ar formado durante o processo de retificação [42].

Para minimizar a os efeitos deste problema, foram desenvolvidos sistemas para eliminar os efeitos do colchão de ar. Como exemplos, podem ser citados aparatos como placas defletoras (conforme **Figura 6.6**), conjuntos de placas defletoras (segundo a **Figura 6.7**) e as sapatas de injeção de fluido, segundo Bellows *apud* Bianchi [42]. Como já referido, estas últimas serão o foco neste trabalho, em termos de sistemas de injeção de meio lubri-refrigerante.

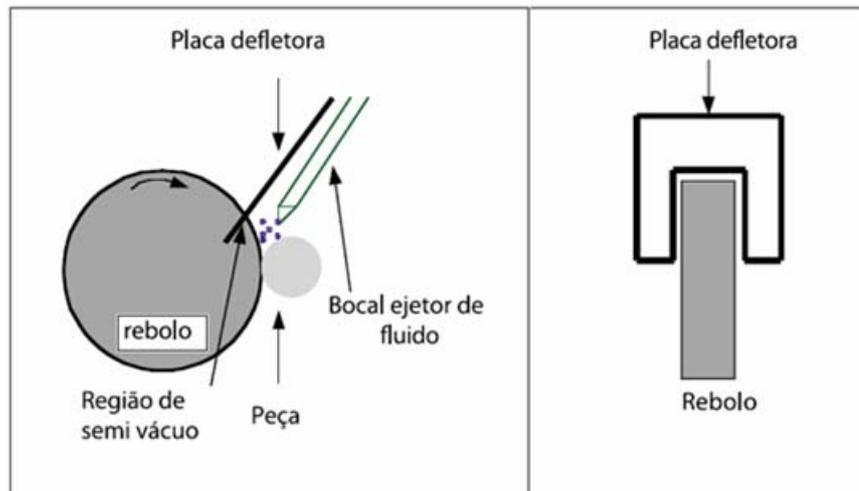


Figura 6.6 – Placa defletora [42].

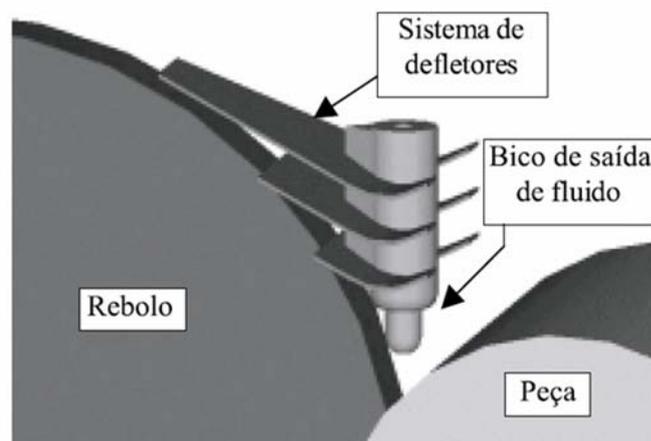


Figura 6.7 – Sistema de conjunto de defletores [42].

6.1.1 Sapata de Injeção de Fluido

Combinando o efeito de “elemento raspador”, que forma uma barreira ao filme de ar formado em torno do rebolo, a sapata tem ainda a função de sistema de alimentação de fluido [5,13,22,24,33,34,55]. O perfil da sapata deve ser o mais próximo possível do perfil do rebolo, de modo que o posicionamento das duas partes seja feito com a menor folga possível. Isto minimiza a perda de fluido pelas laterais do disco, e garante efetividade na quebra do filme de ar que rodeia o disco de retificação [30]. A **Figura 6.8** ilustra de forma esquemática a montagem entre o rebolo, a sapata e a peça.

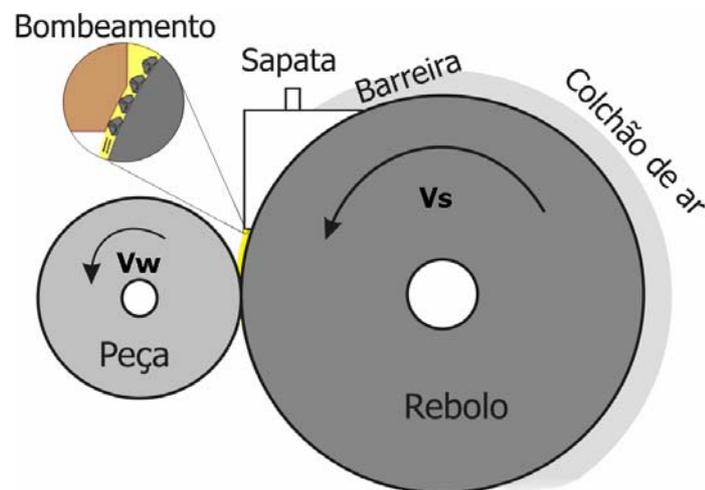


Figura 6.8 – Emprego da sapata na alimentação de fluido lubri-refrigerante [30].

Garantindo uma lubri-refrigeração mais eficiente, a sapata de injeção de fluido favorece na obtenção de melhores resultados de trabalho, como a redução do desgaste radial do rebolo [34]. Na **Figura 6.9** é colocado um teste comparativo entre tubeiras do tipo jato livre e sapata de alimentação de fluido lubri-refrigerante no processo de retificação cilíndrica externa do material 100Cr6V com rebolo de CBN de ligante vitrificado. O meio lubri-refrigerante empregado foi óleo sintético com especificação “Sintogrind TT”. Com o emprego da sapata, e uma vazão de 20 l/min de meio lubri-refrigerante, a relação de remoção G foi de em torno de 4600. No entanto, com a utilização da tubeira de jato livre, e uma vazão de 30 l/min, o G obtido foi por volta de 2700. É importante destacar que Heuer *apud* Brinksmeier [5] e Wittmann [24] confirmaram a obtenção dos resultados, acrescentando ainda o fato de que os danos térmicos na peça foram reduzidos com a utilização da sapata, mesmo com o emprego de uma vazão de injeção reduzida.

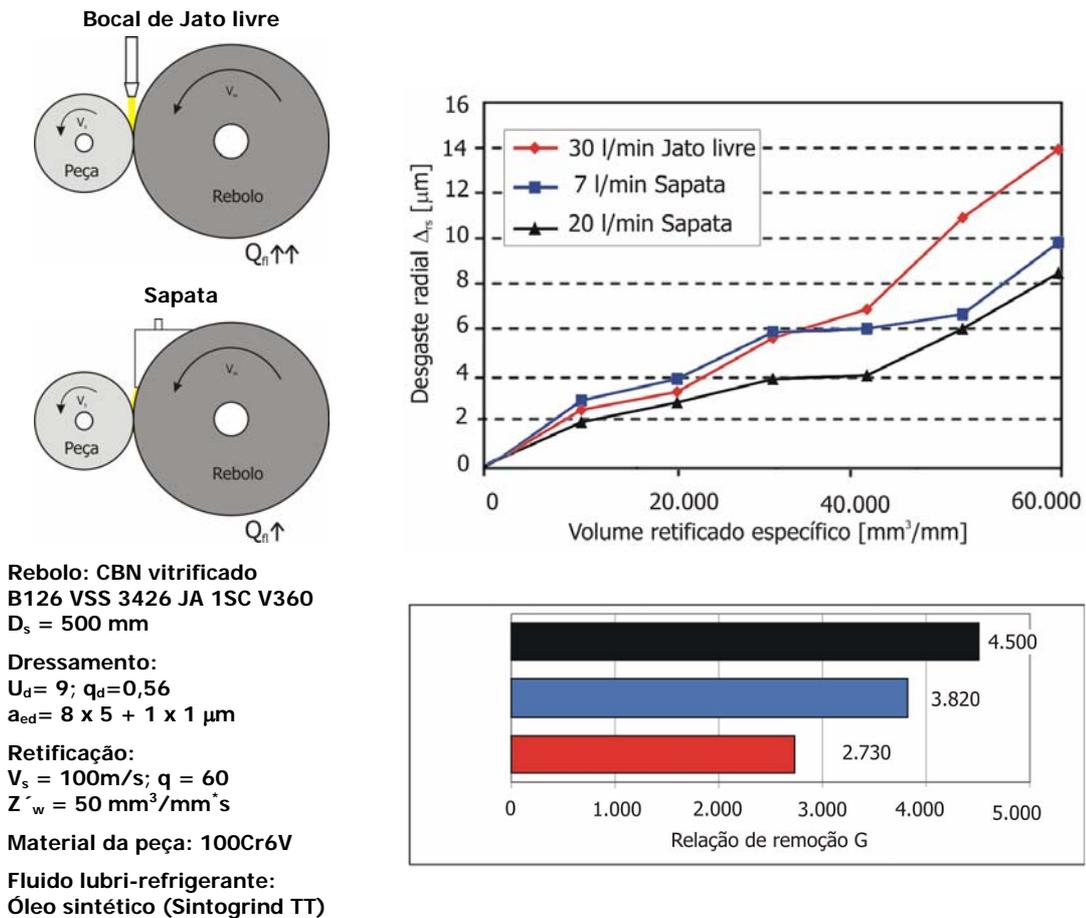


Figura 6.9 – Desgaste radial do rebolo com tubeira de jato livre e sapata [34].

onde a_{ed} é a profundidade de penetração no dressamento, U_d é o grau de recobrimento, Z'_w é a taxa de retificação específica, q é a relação de velocidades na retificação e q_d é a relação de velocidades no perfilamento.

Outra característica que sofreu influência com o uso de sapatas de injeção foi a rugosidade da superfície retificada. Na Figura 6.10 pode ser verificada uma comparação entre o emprego da tubeira de jato livre em relação à utilização da sapata no que concerne à rugosidade obtida. Após a retificação de um volume específico de $60000 \text{ mm}^3/\text{mm}$, a profundidade média da rugosidade R_z foi menor com o emprego da sapata, o que indica uma maior eficiência na aplicação deste tipo de tubeira na lubri-refrigeração da região de corte [34].

Rebolo:
 CBN vitrificado
 B126 VSS 3426 JA 1SC V360
 $D_s = 500 \text{ mm}$
Dressamento:
 $U_d = 9$; $q_d = 0,56$
 $a_{ed} = 8 \times 5 + 1 \times 1 \text{ } \mu\text{m}$
Retificação:
 $V_s = 100 \text{ m/s}$; $q = 60$
 $Z_w = 50 \text{ mm}^3/\text{mm}^3 \cdot \text{s}$
Material da peça:
 100Cr6V
Fluido lubri-refrigerante:
 Óleo sintético (Sintogrind TT)

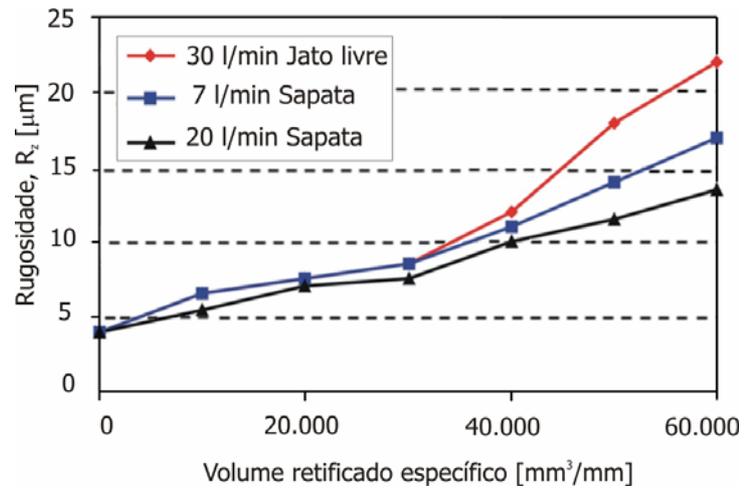


Figura 6.10 – Rugosidade da superfície retificada com tubeira de jato livre e sapata [34].

Pelo fato de que a retificação é um processo de usinagem usualmente empregado para o acabamento de superfícies, a presença de transformações microestruturais, variações de dureza e tensões residuais, micro e macrotrincas, em decorrência da sua aplicação, podem invalidar o componente fabricado. Dessa forma, o meio lubri-refrigerante tem um papel de extrema relevância neste tipo de processo. Para que a influência da tubeira de injeção de meio lubri-refrigerante no processo de corte fosse avaliada, Beck [22] desenvolveu experimentos medindo a temperatura da superfície da peça com um termômetro de superfície, após a remoção de uma quantidade do seu material. Em relação ao uso de jato livre, para qualquer vazão específica de fluido, a menor temperatura medida na superfície da peça foi verificada nos testes em que a sapata foi utilizada (Figura 6.11).

Retificação cilíndrica externa
 B126 VSS 3426 JA 1SC V360
Dressamento:
 $U_d = 9$
 $q_d = 0,56$
 $a_{ed} = 8 \times 5 + 1 \times 1 \text{ } \mu\text{m}$
Retificação:
 $V_s = 100 \text{ m/s}$
 $q = 60$
 $Z_w = 50 \text{ mm}^3/\text{mm}^3 \cdot \text{s}$
 $V_w = 4 \times 40 \text{ mm}^3/\text{mm}$
 $t_a = 1 \text{ s}$
Material da peça:
 100Cr6V
Fluido lubri-refrigerante:
 Óleo mineral (Sintogrind TT)

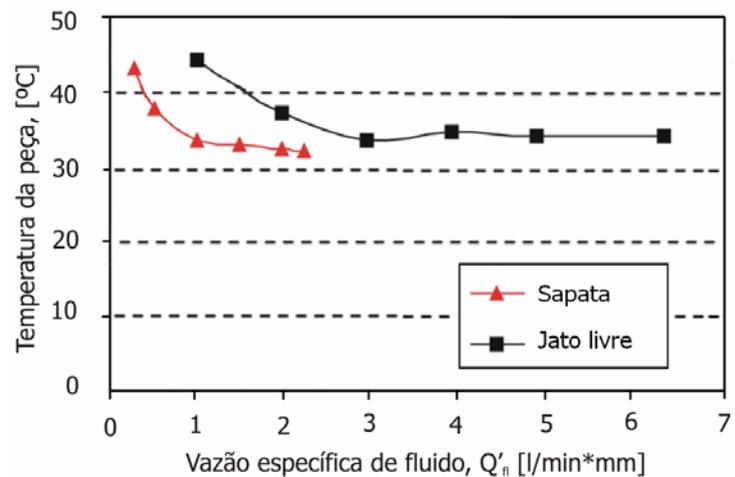


Figura 6.11 – Influência do tipo de tubeira na temperatura da peça [22].

Graças às vantagens apresentadas pela utilização de sapatas como sistema de injeção de fluido, o número de pesquisas dedicadas a este método tem aumentado progressivamente, de modo a desenvolver modelos otimizados destas tubeiras. Atualmente, as dúvidas referentes ao que seria uma sapata mais eficiente ficam em torno da sua geometria e posicionamento, como sugere Beck [22], e pode ser visualizado na **Figura 6.12**.

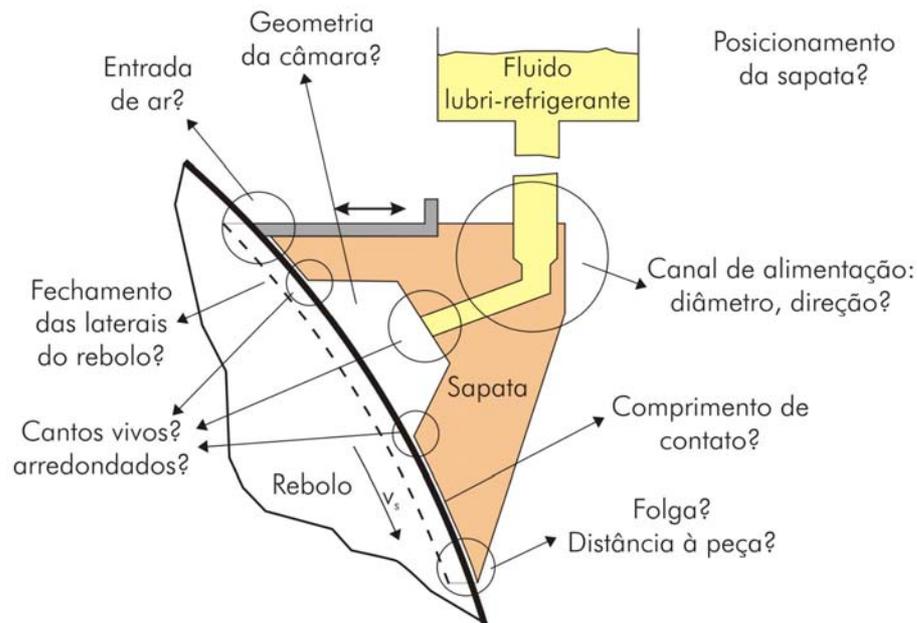


Figura 6.12 – Perguntas frequentes relacionadas à geometria da sapata [22].

Com a intenção de criar sapatas de injeção de fluido mais eficientes, Brinksmeier *et al.* [35,38,39,40] criaram, junto à fundação "Stiftung Institut für Werkstofftechnik (IWT – Instituto de Tecnologia dos Materiais)" em Bremen, Alemanha, sapatas com elementos direcionadores do fluxo do fluido lubri-refrigerante. O desenvolvimento dos elementos direcionadores é dado pelo fato de que a turbulência no escoamento, refluxo de fluido e formação de espuma dificultam o preenchimento dos poros do rebolo com meio lubri-refrigerante, aspecto fundamental para que a lubrificação seja garantida durante o processo de retificação. Com o objetivo de estudar o escoamento do fluido através dos canais das tubeiras, Brinksmeier *et al.* [35,38,39,40] trabalharam com sapatas acrílicas transparentes, e através de um sistema de PIV (*Particle Image Velocimetry* – Velocimetria por Imagem de Partículas), puderam verificar o comportamento do escoamento em seu interior. Basicamente, o sistema de medição consiste no rastreamento de partículas inseridas no escoamento do fluido lubri-refrigerante, o que torna possível a identificação de regiões de turbulência e recirculação. As condições empregadas para os testes realizados foram de velocidades de corte de 10 e 100 m/s e uma vazão de 10 l/min de fluido lubri-refrigerante. Pôde-se constatar que a utilização

de tubeiras com canais tangenciais forneceu os melhores resultados, enquanto que as tubeiras sem elementos direcionadores apresentaram-se as de pior rendimento.

Trabalho semelhante foi desenvolvido por Lopes [56], que fez testes filmando o escoamento no interior de tubeiras transparentes (feitas em acrílico). Um destaque de seu trabalho é a concepção geométrica das tubeiras, que têm seção circular progressivamente transformada em retangular, sem alteração da área transversal. Isto é feito para minimizar a geração de turbulência. Além disso, os projetos das tubeiras são isentos de cantos vivos e com bloqueios à saída do fluido nas fendas laterais, estes com o intuito de reduzir as perdas de escoamento durante o processo de retificação.

6.2 Modelagem e Simulação do Escoamento Através da Sapata

Nesta etapa do trabalho é feita uma análise do escoamento através da sapata de injeção. Isto é feito para verificar o comportamento do meio lubri-refrigerante na entrada da cavidade de corte, região que posteriormente será também avaliada isoladamente. Dessa forma, nesta parte do desenvolvimento é verificado o perfil de velocidades do escoamento na fronteira de saída do volume de controle.

Embora para altas velocidades de corte o meio lubri-refrigerante utilizado na retificação seja o óleo integral, as simulações foram feitas adotando água como fluido de corte. A escolha deste fluido é dada pelo pleno conhecimento das suas propriedades, que em contrapartida, não puderam ser obtidas em quantidade suficiente a respeito dos óleos de corte, em vista do segredo industrial guardado por seus fabricantes.

6.2.1 Geometria Computacional

A geometria computacional foi elaborada com o objetivo de modelar o escoamento através da tubeira e da região de corte durante a injeção de fluido no processo de retificação. Na **Figura 6.13** pode ser visualizada a região por onde o fluido escoar, atravessando a geometria interna da sapata, entrando posteriormente em contato com o disco de retificação e a peça, e por fim, escapando para a atmosfera. O disco de retificação tem um diâmetro de 100 mm e largura de 20 mm. A sapata é posicionada com um espaçamento de 1 mm da superfície radial do reboło, e é 2 mm mais larga que este. O conjunto sapata-reboło pode ser

verificado na **Figura 6.13** e as medidas referentes à geometria interna da sapata podem ser conferidas na **Figura 6.14**.

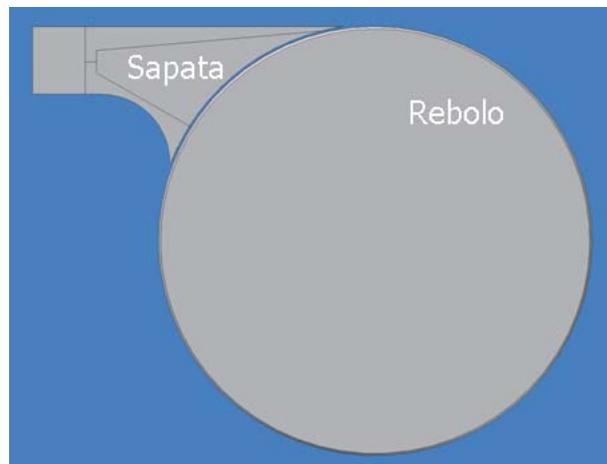


Figura 6.13 - Conjunto sapata-disco.

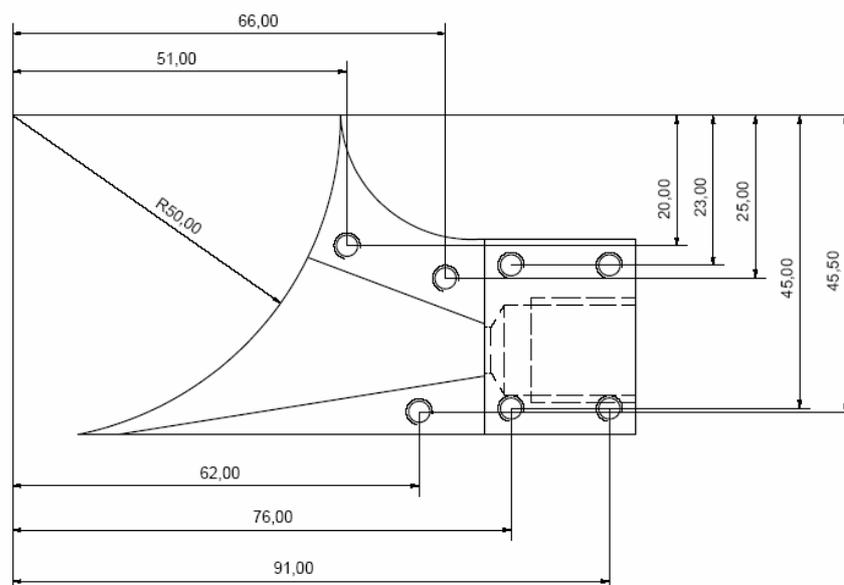


Figura 6.14 – Dimensões da sapata de injeção.

O posicionamento entre as partes – rebolo, sapata e peça – é o que se utiliza como referência para a modelagem do volume de controle usado para a execução das simulações computacionais. O referido volume pode ser conferido na **Figura 6.15**. Nesse volume de controle é destacada a região que o fluido atravessa referente à geometria interna da sapata, assim como a região relativa à cavidade de corte. A cavidade de corte é apenas a região delimitada pelo contato entre o rebolo e a peça, que o escoamento atravessa através dos grãos abrasivos.

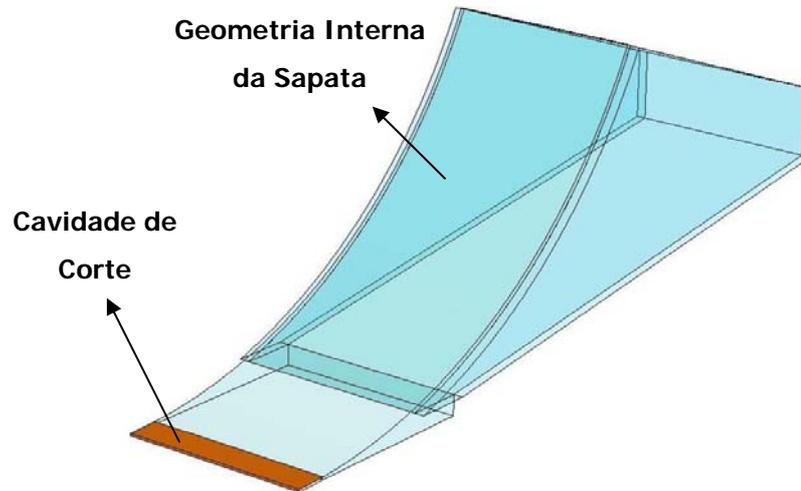


Figura 6.15 – Volume de controle para desenvolvimento das simulações.

6.2.2 Malha Computacional

A escolha adequada da malha computacional é fundamental na obtenção de resultados próximos à realidade. Como fatores decisivos na escolha e elaborações de uma malha computacional, podem ser citados os seguintes aspectos:

- ☑ Existência de elevados gradientes das variáveis;
- ☑ Presença de falsa difusão no método numérico;
- ☑ Tempo de processamento [43].

A geometria interna da sapata e as condições de contorno selecionadas favorecem a presença de elevados gradientes de pressão e de velocidade no escoamento, assim como o surgimento de regiões de recirculação. Dessa forma, nas regiões com maior tendência de surgimento destes fenômenos, foi feito um maior refinamento da malha computacional.

Nas regiões de gradientes mais pronunciados pode haver falsa difusão, que é dada por erros de truncamento ocorridos durante o processo de interpolação. A falha nos resultados é caracterizada pelo surgimento de contribuições físicas inexistentes que são incluídas nas variáveis de trabalho durante a simulação, e as formas de minimizar tais erros são através de um refinamento adequado e da escolha correta dos métodos de interpolação [53]. Como já anteriormente comentado, o método de interpolação utilizado para a geração de todos os resultados deste trabalho é o *High Resolution*. Este é o método de interpolação mais robusto dos presentes no *CFX-Ansys 5.7*.

O código comercial utilizado para a geração das malhas foi o *ICEM 5.1*, que possibilita a criação de dois tipos de volumes finitos: o tetraédrico e o hexaédrico. O primeiro é caracterizado por facilidade de construção a partir da geometria. Os volumes finitos hexaédricos, por outro lado, para refinamentos de malha bastante inferiores aos tetraédricos, garantem um tempo de convergência dos resultados significativamente menor. O que traz limitações ao uso deste último é a sua aplicação a geometrias com alta complexidade, que tornam a sua construção inviável [45].

Aspectos como a qualidade da malha em termos de refinamento e suavidade da transição dos volumes finitos foram analisados através das ferramentas de avaliação do *ICEM 5.1*, e os critérios de aceitação utilizados foram os recomendados pelo manual de uso do *CFX-Ansys 5.7*. Além disso, para assegurar a confiabilidade dos resultados obtidos pelas malhas utilizadas, foram feitos testes monitorando as variáveis de vazão nas fronteiras de saída dos modelos simulados.

Como já referido anteriormente, um dos aspectos limitantes na elaboração da malha de volumes finitos é o tempo computacional necessário para a realização das simulações. Para esta geometria, a construção da malha hexaédrica mostrou-se viável, apesar das dificuldades inerentes à sua elaboração. Após a execução de todos os testes de confiabilidade necessários, a malha computacional construída apresentou aproximadamente 540.000 volumes finitos hexaédricos (520.000 nós) e pode ser verificada na **Figura 6.16**.

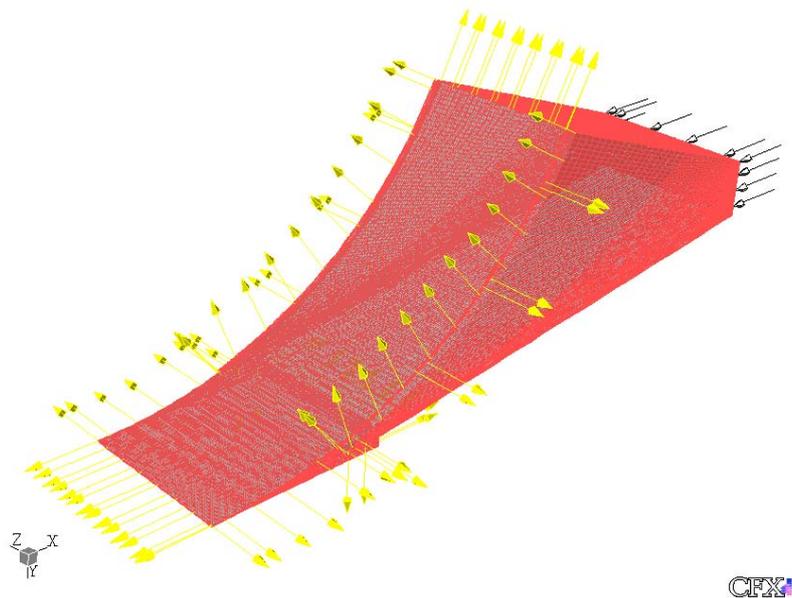


Figura 6.16 – Malha computacional.

Os vetores que apontam para fora do modelo representam a saída do fluido do volume de controle, já os que apontam para dentro do mesmo, sinalizam a entrada do escoamento.

Para que, em termos de convergência, houvesse confiabilidade nos resultados das simulações, foram adotados alguns critérios. Em um primeiro momento, foram assumidos como critérios de convergência os valores de resíduos *rms* (*root mean square*) inferiores a $5 \cdot 10^{-5}$. Partindo dessa premissa, as simulações foram realizadas considerando-se como hipótese regime permanente. Isto para as parcelas de conservação da quantidade de movimento (u , v , w) e a equação da conservação da massa (ρ). Os critérios utilizados foram adotados com base nas recomendações do fabricante do código comercial utilizado [45].

Pelo fato de que na maior parte do domínio estudado há altos níveis de flutuação, os resíduos não convergiram abaixo do patamar de $5 \cdot 10^{-5}$, ficando na faixa de 10^{-4} . Dessa forma, foi necessário utilizar a simulação transiente para solucionar o escoamento. A simulação permanente foi apenas utilizada como parâmetro de entrada da simulação transiente, para facilitar a convergência.

Para a definição dos passos de tempo utilizados (*time steps*) também foram necessários alguns critérios. Sabe-se que com um passo de tempo maior, a tendência é de que a convergência dos resíduos seja mais rápida. Por outro lado, um passo de tempo muito grande implicaria em uma solução menos detalhada do problema. Dessa forma, para a definição do passo de tempo, além de ser aplicado como referência o período de uma volta completa do rebolo ($1/f$, sendo f em rotações/s), foi levada em consideração também uma recomendação do código comercial. A recomendação é de que a convergência, a cada passo de tempo, seja dada por no máximo 3 iterações. Portanto, o passo de tempo de cada simulação foi ajustado com base nesses critérios.

O número de passos de tempo também foi definido conforme cada caso. Como a intenção é a obtenção de valores médios, na medida em que as variáveis de saída apresentavam maiores diferenças a cada passo, foi considerado um maior número destes para o cálculo da média.

6.2.3 Condições de Contorno

Para que o sistema de equações que descreve o escoamento seja resolvido, as condições de contorno que predominam em suas fronteiras devem ser conhecidas e a ele relacionadas.

Todas as fronteiras sólidas foram caracterizadas por ausência de rugosidade. Esta aproximação foi feita em função de que não é possível assumir um padrão de rugosidade para cada uma das paredes simuladas. Isto depende do material e ferramental utilizados.

As condições de contorno são apresentadas a seguir na **Figura 6.17** e descritas em detalhes na seqüência. Os vetores de entrada no modelo (em preto) representam as fronteiras de entrada do escoamento. Os vetores de saída do modelo (em amarelo), por outro lado, representam as fronteiras de saída do escoamento. O vetor denominado V_c indica a velocidade tangencial do rebolo (fronteira sólida em movimento).

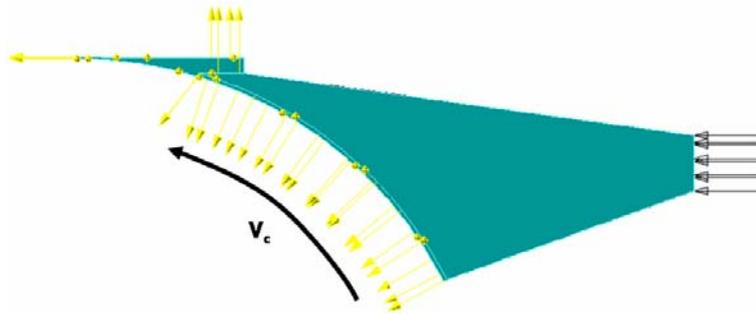


Figura 6.17 – Condições de contorno.

- ☑ **Fronteira sólida estacionária:** apresenta condições de impermeabilidade, ausência de rugosidade e não-escorregamento para a velocidade. No presente caso, todas as paredes da tubeira, assim como a parede representada pela peça, apresentam a condição deste tipo de fronteira.
- ☑ **Fronteira sólida em movimento:** pelo fato de haver deslocamento desta superfície, e pelo fato de prevalecer a condição de não-escorregamento, a superfície e o fluido aderido a ela movem-se com a mesma velocidade. Além disso, este tipo de fronteira também apresenta a condição de impermeabilidade e ausência de rugosidade. Na presente modelagem, o disco de retificação é considerado como uma fronteira móvel, girando em torno do seu próprio eixo com velocidade tangencial v_c .
- ☑ **Fronteira de entrada:** representa a área de entrada de fluido no escoamento. No presente trabalho são adotados valores de pressão de injeção prescritos, fornecidos pela bomba de meio lubri-refrigerante.
- ☑ **Fronteira de saída:** representa a área de saída de fluido no escoamento. Também com valor de pressão prescrito, esta fronteira é referente à saída do fluido para a atmosfera, e dessa forma, o valor adotado é estático, o mesmo da pressão atmosférica.

Apesar da presença da sapata como uma barreira à entrada de ar no escoamento, existe a possibilidade de que o ar penetre em seu interior durante o processo. A região mais propícia à sua entrada é justamente na parte traseira da sapata, que tem a função de quebrar a camada de ar arrastada pela ferramenta de corte. A mistura de ar com o meio lubri-

refrigerante iria formar um escoamento bifásico. Dessa forma, com o intuito de simplificar a solução do escoamento, durante a sua modelagem a entrada de ar foi desconsiderada.

Resultados e Discussões

Foram desenvolvidas simulações com diferentes pressões de injeção de meio lubri-refrigerante e diversas rotações do disco de retificação. As linhas de trajetória no interior da tubeira, e através da cavidade de corte podem ser conferidas na **Figura 6.18**.

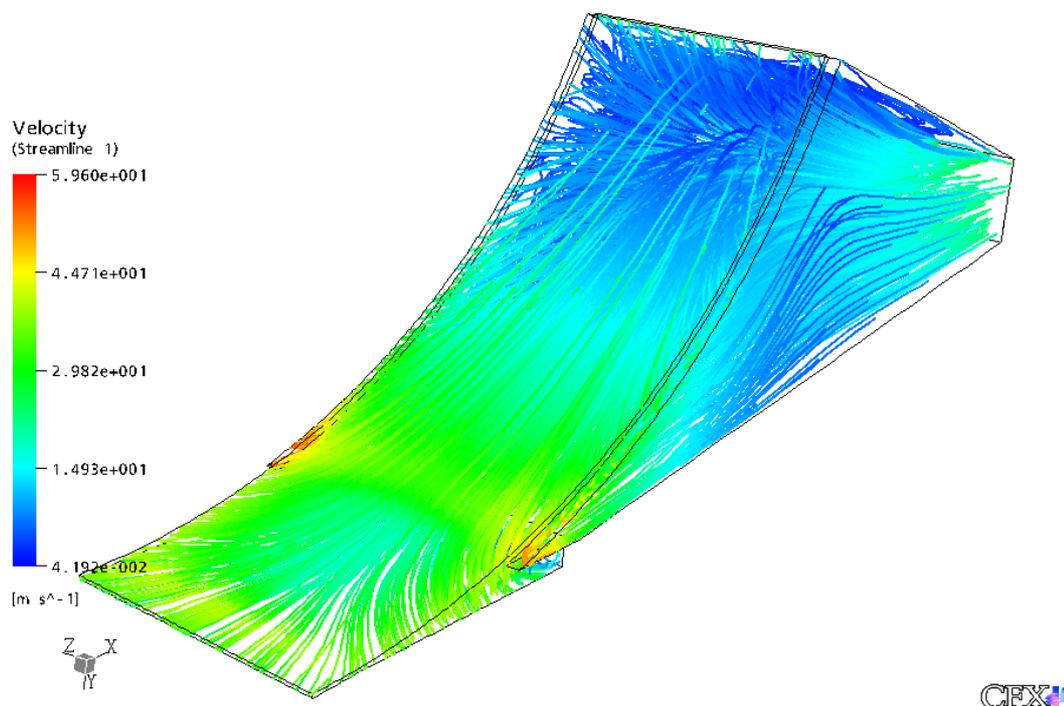


Figura 6.18 – Linhas de trajetória na tubeira e região de corte.

As linhas de trajetória indicam que o fluido tende a se direcionar para as laterais do modelo, assim que o mesmo abandona a sapata de injeção. Isto pode ser explicado pelo efeito cunha que é formado [58]. Tal fenômeno é decorrente da diminuição da seção transversal disponível para o escoamento do fluido, o que provoca um significativo aumento da pressão. Uma vez que as laterais do modelo são abertas para a atmosfera após o escoamento deixar a tubeira, um gradiente de pressão da região central para as laterais é formado. Este gradiente de pressão é favorável à saída do escoamento para essas direções, minimizando a vazão de fluido que chega efetivamente a atingir a região de corte. É ainda interessante observar que a elevação da pressão decorrente do efeito cunha, associado ao efeito de filme espremido, proporciona a geração de uma força resultante perpendicular à parede

do disco de retificação. É justamente esta força que dá sustentação aos mancais hidrodinâmicos [59]. Dependendo dos níveis desta força resultante, poderia haver uma deformação do conjunto tubeira-rebolo-peça, o que traria alterações à geometria do modelo simulado. Por outro lado, de modo a simplificar a análise aqui realizada, estas deformações não serão consideradas. Dessa forma, com foco nesta região específica do escoamento, as linhas de trajetória podem ser observadas na **Figura 6.19**.

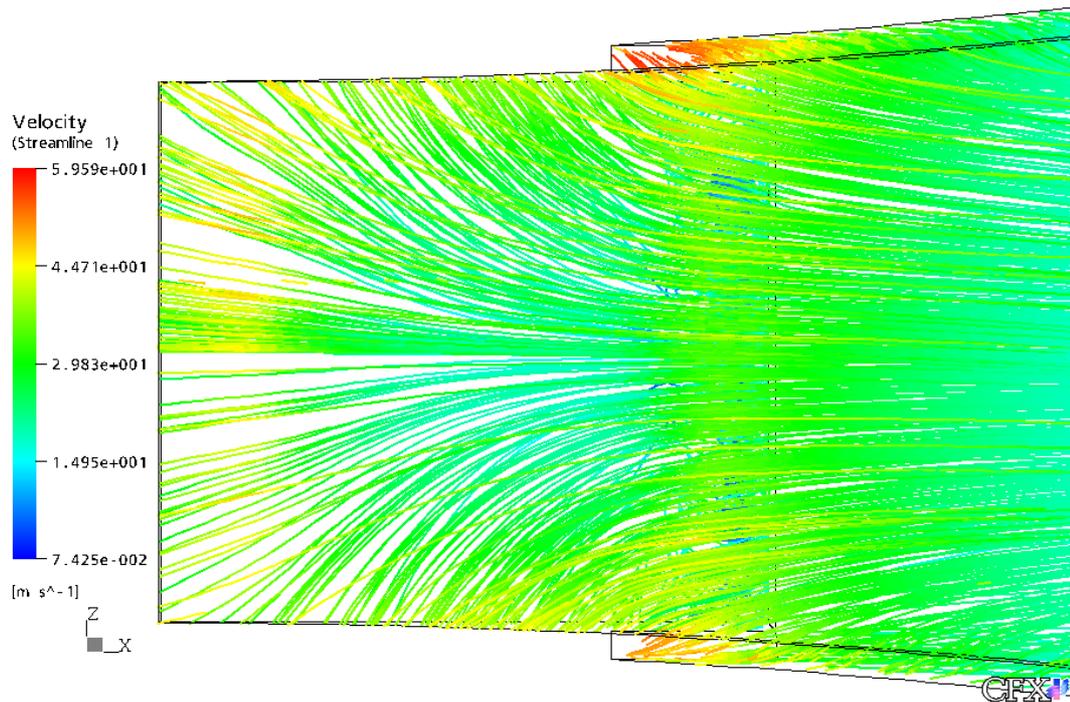


Figura 6.19 – Linhas de trajetória decorrentes do efeito cunha.

As pressões de injeção selecionadas para a execução das simulações têm valores usualmente empregados na indústria, assim como valores abaixo e acima destes, para que a influência desta condição pudesse ser analisada de modo amplo. Por outro lado, as velocidades do disco de retificação empregadas tiveram como foco apenas as velocidades normalmente aplicadas em ambiente fabril, em vista de que as suas magnitudes têm se mostrado já bastante elevadas (acima de 400 km/h). Além disso, não é conveniente o estudo deste caso com o emprego de velocidades baixas, em vista da tendência da indústria de trabalhar sempre com velocidades elevadas, em prol da produtividade. Os resultados referentes aos perfis de velocidade no escoamento podem ser verificados a seguir.

Média dos Perfis de Velocidade no escoamento

Graças à interface gráfica do código comercial utilizado, *CFX-Ansys 5.7*, as diversas propriedades do escoamento podem ser conhecidas em qualquer região escolhida do modelo. Portanto, para que os perfis de velocidade no escoamento fossem avaliados logo na entrada da cavidade de corte, região em que o meio lubri-refrigerante deve estar presente durante o processo de corte, a vazão de fluido através desta fronteira foi monitorada durante as simulações. Na **Figura 6.20** pode ser verificada a comparação da velocidade de corte com a respectiva média do perfil de velocidades durante o processo, sendo feita a variação dos valores de pressão de injeção de fluido através da tubeira, assim como das velocidades de giro do rebolo.

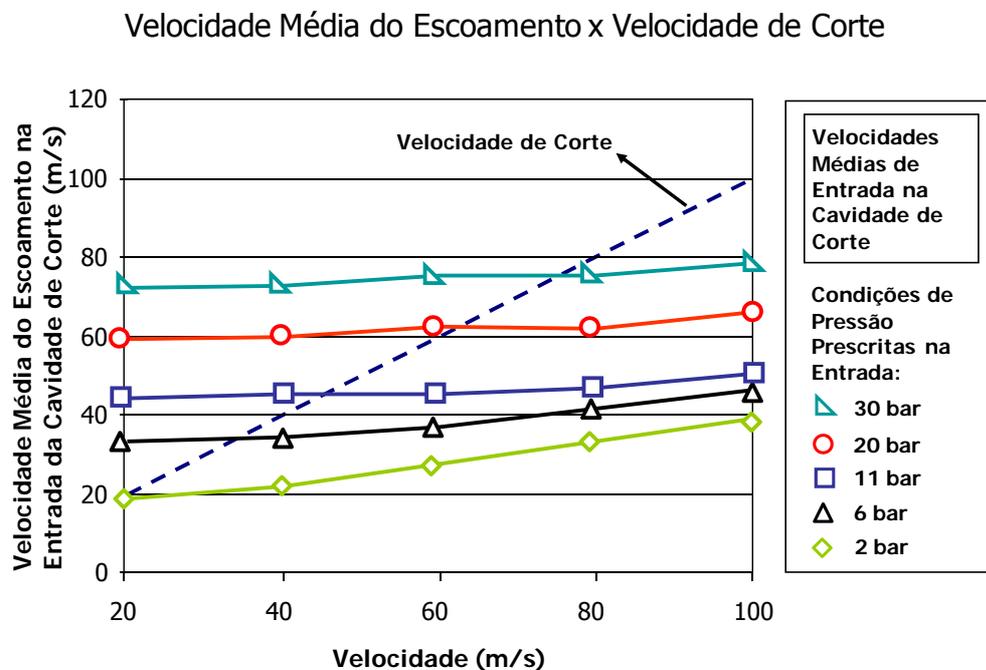


Figura 6.20 – Média dos perfis de velocidade do escoamento x velocidade de corte.

Analisando o gráfico, pode-se inferir que para a utilização de uma pressão de injeção de 2 bar, o resultado indica que todos os valores médios dos perfis de velocidade na região de entrada do meio lubri-refrigerante são inferiores à velocidade de corte. E ainda, é importante destacar que, na medida em que a velocidade de corte apresenta-se mais alta, maior é o valor médio do perfil de velocidades do fluido na entrada da cavidade, para a mesma pressão. Isto pode ser explicado pela formação de um gradiente de pressão negativo em direção à saída frontal do modelo, decorrente da velocidade do rebolo neste sentido. Na medida em

que a velocidade de corte é elevada, maior é a tendência de aumentar a vazão do fluido em direção à região de corte, minimizando a saída de fluido lateral, decorrente do efeito cunha.

Elevando-se a pressão de injeção para 6 bar, ocorre uma situação diferente da verificada a 2 bar. Na velocidade de corte mais baixa utilizada (20 m/s), verifica-se que a velocidade média do fluido na entrada da cavidade de corte é superior à velocidade de rotação do disco. Neste caso, pode-se inferir que o disco de retificação exerce uma influência negativa, no que se refere à entrada do meio lubri-refrigerante na região de retificação. Isto provavelmente ocorre pelo fato de que a pressão de injeção supera o gradiente de pressão gerado no escoamento pelo giro do rebolo. Dessa forma, mesmo com o disco de retificação deslocando-se no mesmo sentido do escoamento, a sua velocidade não é alta o suficiente para acelerar o escoamento em direção à região de corte, pelo contrário, retardando-o.

Ainda para a condição de 6 bar de pressão de injeção, é interessante destacar que a inclinação da reta, referente ao perfil de velocidade média do fluido, torna-se mais pronunciada na situação em que a ferramenta volta a agir acelerando o fluxo de fluido, com a velocidade de corte de 40 m/s. A partir deste caso, o processo age facilitando a entrada do fluido na cavidade de corte.

No processo em que é empregada a pressão de injeção de 11 bar, valor próximo aos limites máximos de pressão empregados na indústria atualmente, somente a partir da velocidade de corte de 60 m/s é verificada uma velocidade média do meio lubri-refrigerante inferior à velocidade de giro do disco de retificação. Para as velocidades de corte de 20 e 40 m/s, a ferramenta age como uma barreira à entrada de fluido na cavidade de corte. A explicação que pode ser dada para este fenômeno é a mesma para o que ocorre para a injeção com uma pressão de 6 bar.

Na medida em que se trabalha com velocidades de corte mais elevadas, a velocidade média do escoamento na entrada da cavidade de corte tende a aumentar. Por outro lado, as simulações indicam que esta tendência diminui progressivamente na medida em que se trabalha com pressões de injeção de fluido mais elevadas. Isto deve ocorrer pelo fato de que o disco de retificação, embora tenha a sua velocidade de deslocamento a favor da direção do escoamento, torna-se cada vez mais uma barreira ao fluxo do fluido, na medida em que as pressões de injeção são mais altas.

Apesar de o limite das pressões de injeção na retificação atualmente limitarem-se a em torno de 10 bar, foram realizadas simulações de modo a verificar de que forma os processos comportar-se-iam com a aplicação de pressões mais altas. Dessa forma, foram realizadas simulações com duas outras pressões de injeção: 20 e 30 bar.

A partir dos resultados de ambos os casos, pode-se afirmar que, na medida em que são utilizadas pressões de injeção mais elevadas, há maior tendência de o escoamento adquirir um maior valor médio do perfil de velocidades, em relação à velocidade de corte. Outro resultado interessante que é observado na aplicação dessa sapata, com este posicionamento e condições, é que independentemente da pressão de injeção aplicada, somente em torno de 5% do fluido injetado chega efetivamente escoar através da cavidade de corte, sendo o restante perdido pelas laterais do modelo. Ainda de acordo com os resultados, existe uma influência da velocidade do rebolo na entrada de fluido para dentro da região de retificação, especialmente para baixas pressões de injeção, como colocado anteriormente. Entretanto, tal influência mostra-se pouco significativa, de acordo com os resultados obtidos.

Vazão de Entrada na Cavidade de Corte

Na medida em que são aplicadas pressões de injeção mais elevadas, é significativo o aumento da vazão de fluido, segundo mostram as simulações. Dessa forma, embora aparentemente apenas 5% do fluido injetado sejam capazes de chegar à região de retificação, este valor em termos de vazão é aumentado trabalhando com pressões de injeção mais elevadas. As vazões de meio lubri-refrigerante que atravessam a cavidade de corte, escoando pela saída frontal do modelo, podem ser verificadas na **Figura 6.21**.

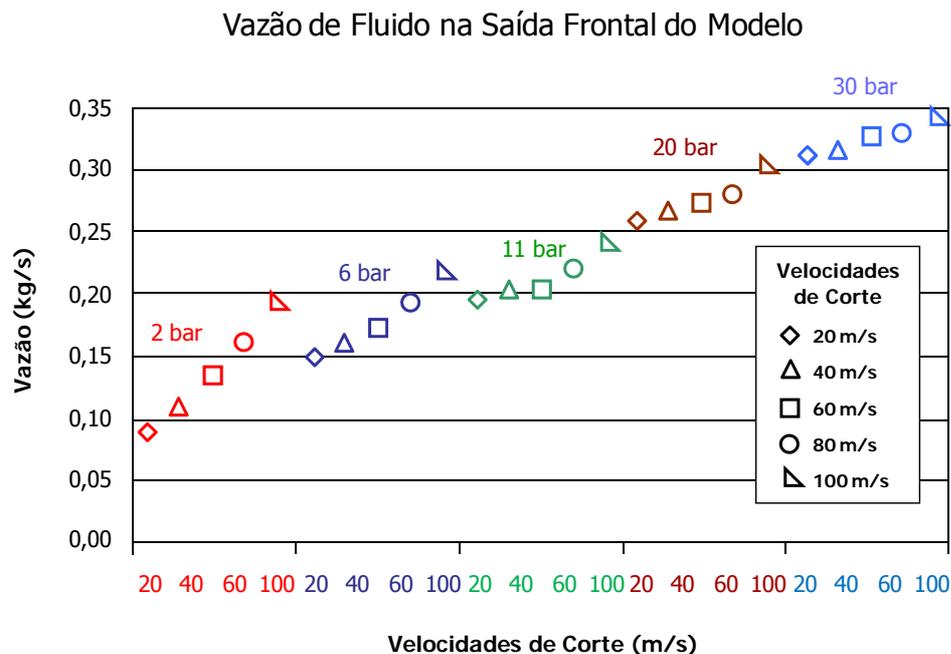


Figura 6.21 – Vazão de fluido na saída frontal do modelo.

De acordo com o gráfico anterior, há um aumento de pelo menos 300% do volume de meio lubri-refrigerante atravessando a cavidade de corte com o aumento da pressão de 2 para 30 bar.

Perda de Fluido pelas Laterais na Cavidade de Corte

Embora um determinado volume de fluido atinja a entrada da cavidade de corte, uma porcentagem deste é perdida na medida em que ele escoar através desta região. Isto é dado basicamente em função de que as direções da velocidade no escoamento são naturalmente voltadas para as laterais da sapata, em vista do efeito cunha formado [58]. Portanto, nem todo o fluido que atinge a região de entrada da cavidade de corte chega efetivamente escoar através desta até a saída frontal do modelo, e dessa forma, uma quantia é perdida nas laterais do rebolo, onde se encontram as regiões de menor pressão. Tal porcentagem de fluido perdida na saída lateral do modelo, em relação à entrada de fluido na cavidade de corte, para as respectivas pressões de injeção e velocidades de corte, pode ser visualizada para cada caso na **Figura 6.22**.

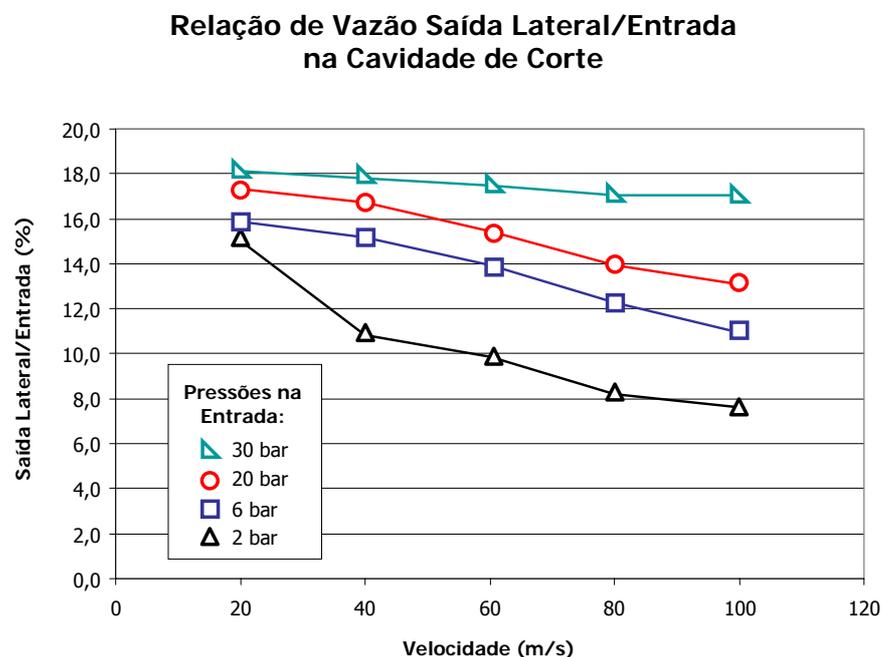
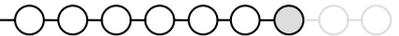


Figura 6.22 – Relação de vazão saída lateral/entrada na cavidade de corte.

A partir da **Figura 6.22** pode-se constatar que, na medida em que se trabalha com velocidades de corte maiores, menores são as perdas de fluido pela lateral do disco. Embora isto ocorra para qualquer uma das pressões de injeção de fluido empregadas no processo de

retificação, tal efeito tende a perder significância na medida em que as pressões de injeção são mais elevadas. Deste modo, uma vez que a velocidade de corte tenha uma magnitude superior à média do perfil de velocidades do escoamento, a ferramenta continua agindo como uma máquina de fluxo, absorvendo o fluido em direção à região de corte.

7 SIMULAÇÃO DO ESCOAMENTO NA CAVIDADE DE CORTE



Uma vez que o meio lubri-refrigerante tenha atingido e penetrado através da cavidade de corte, existirão novos obstáculos entre os quais o fluido deverá escoar: os grãos abrasivos. Na medida em que se dá o processo de retificação, o fluido de corte e o disco de retificação deverão movimentar-se na mesma direção e sentido, por outro lado, com magnitudes de velocidade diferentes, como colocado no **Capítulo 6**. Entretanto, um aspecto que não foi abordado no capítulo anterior é o referente à presença dos grãos abrasivos, que se movimentam juntamente com o disco de retificação. Os efeitos da sua presença no escoamento serão neste capítulo estudados e analisados. No presente trabalho, o foco da análise da influência dos grãos sobre o escoamento é concernente à sua distribuição através do disco. Por esse motivo, características dos grãos como dimensões e forma foram tratadas de forma padronizada, assim como as dimensões e forma da cavidade de corte. O modo como é dada a distribuição de grãos sobre o rebolo pode ser verificada na **Figura 7.1**.

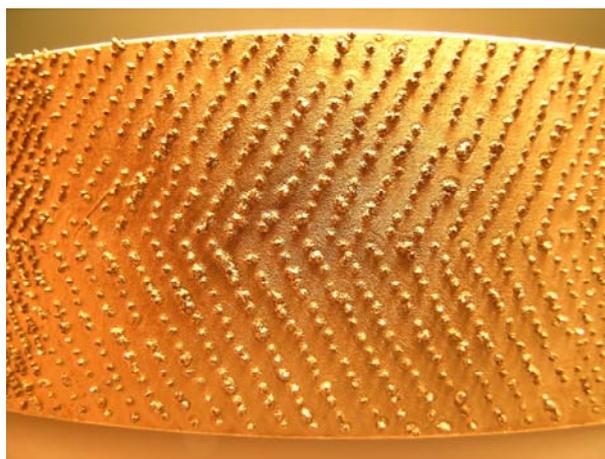


Figura 7.1 – Distribuição de grãos sobre o rebolo.

7.1 Modelagem e Simulação do escoamento

Para que a modelagem do problema seja elaborada, uma série de simplificações deve ser feita, de modo a não tornar as simulações computacionais proibitivas. Através da simulação de toda a cavidade, seria possível a obtenção de resultados numéricos referentes ao comportamento do escoamento. Entretanto, em vista do expressivo número de volumes finitos necessário para a criação da malha computacional e da execução das simulações, a análise foi realizada apenas em relação a uma parte da cavidade, que apresenta repetibilidade e simetria. Através desta análise, foi possível verificar a influência dos grãos sobre o escoamento de uma forma qualitativa, ou seja, não é possível afirmar numericamente como a distribuição dos grãos é capaz de provocar mudanças no escoamento, e sim, inferir quais condições de distribuição o influenciam com maior ou menor significância.

É ainda importante colocar que, para que a análise da influência da distribuição de grãos fosse feita no escoamento, cada configuração de distribuição de grãos é representada por um respectivo modelo. Deste modo, embora as condições de contorno sejam aplicadas da mesma forma para cada caso, cada modelo tem a sua geometria e malhas computacionais. O desenvolvimento das modelagens é demonstrado nos itens a seguir.

7.1.1 Espessura e Forma da Cavidade de Corte

A cavidade de corte tem uma espessura muito próxima ao valor da profundidade de corte. Existe uma variação da espessura ao longo do seu comprimento, dada pelo $h_{cu\ max}$ que representa a espessura máxima de cavaco. Por outro lado, em vista de que esta tem uma dimensão inferior a 0,5% da espessura da cavidade de corte, a variação desta última pode ser desprezada. A variação da espessura da cavidade pode ser visualizada na **Figura 7.2**.

Além disso, em vista da grande dimensão do raio do rebolo em relação ao comprimento da cavidade, a sua forma arredondada pode ser aproximada para plana. Portanto, até o presente momento, o escoamento no interior da cavidade de corte pode ser modelado como um escoamento entre placas planas paralelas.

Para uma profundidade de corte de 250 μm , um rebolo de 100 mm de diâmetro, e considerando-se que a peça usinada tem a mesma largura do disco de retificação (20 mm), obtém-se uma cavidade de corte na forma de um paralelepípedo. Este teria 3 mm de comprimento, 20 mm de largura e 250 μm de espessura.

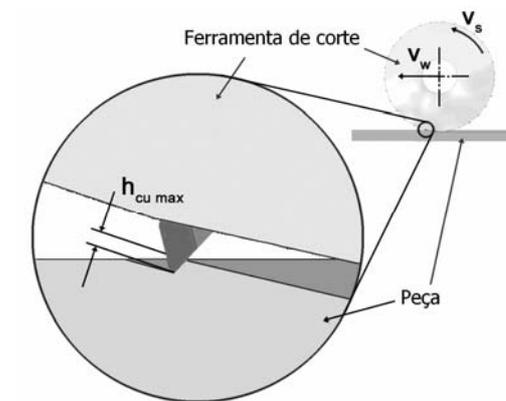


Figura 7.2 – Variação da espessura da cavidade de corte [9].

7.1.2 escoamento entre os Grãos

Os grãos abrasivos têm a geometria não definida. Dessa forma, não é possível desenvolver um modelo geométrico capaz de representar de que modo as variações no formato desses corpos sólidos poderiam influenciar no escoamento. Portanto, assume-se neste trabalho que os grãos abrasivos sejam encarados apenas como corpos imersos no escoamento, sem foco em como a sua geometria poderia provocar alterações no mesmo.

O formato definido para os grãos abrasivos foi o de corpos cilíndricos, com diâmetro e altura de $250 \mu\text{m}$ (conforme **Figura 7.3**). A escolha deste padrão foi feita com base no pressuposto referido anteriormente, e no expressivo volume de informações existente na literatura a respeito do escoamento sobre corpos com esta forma geométrica. Essas referências são fundamentais para compreender os fenômenos presentes nos escoamentos analisados neste trabalho (a referida literatura é relacionada aos resultados apresentados no decorrer do texto).

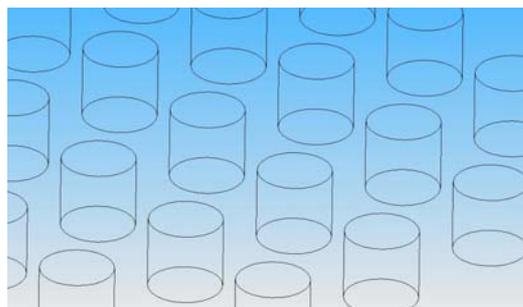


Figura 7.3 – Modelagem dos grãos abrasivos sobre a ferramenta.

7.1.3 Simplificações e Considerações na Caverna de Corte

O modelo de rebolo estruturado escolhido para a execução das análises tem a distribuição de grãos feita com espaçamentos iguais entre eles nos eixos x e y . Além disso, existe um ângulo entre as linhas de distribuição dos grãos, representado por α (na **Figura 7.4**, α pode ser verificado no valor de $4,50^\circ$). A definição da parte da caverna de corte que será considerada nas simulações computacionais é feita com base nas simetrias e repetibilidades existentes na realidade. Observando-se a região central do rebolo, a primeira consideração é feita com base na repetibilidade das linhas de distribuição de grãos do centro para as laterais, conforme a **Figura 7.4**.

De modo a reduzir as dimensões da caverna neste sentido, somente a parte mais central do rebolo, como colocado na **Figura 7.5**, seria inicialmente considerada na elaboração do modelo.

Voltando-se agora para a caverna de corte após a simplificação de repetibilidade, pode-se ainda verificar a característica de simetria de distribuição dos grãos. Com base nesta característica do disco de retificação, é assumida a hipótese haver simetria do escoamento. Através de um corte na região central da caverna analisada, e considerando-se na região do corte uma fronteira de simetria, apenas esta metade do modelo é utilizada para que a análise do escoamento seja realizada (conforme **Figura 7.5**). Dessa forma, com base no presente modelo, foram elaboradas geometria, malha e simulações computacionais, que são colocadas a seguir.

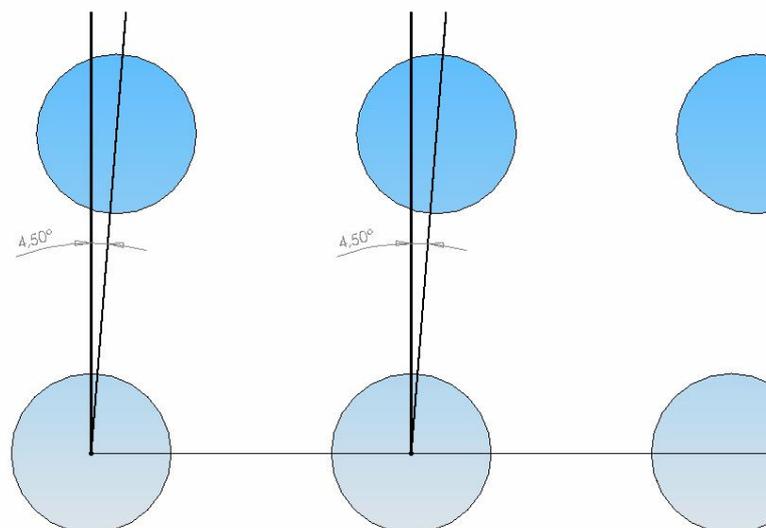


Figura 7.4 – Simplificação em relação à repetibilidade.

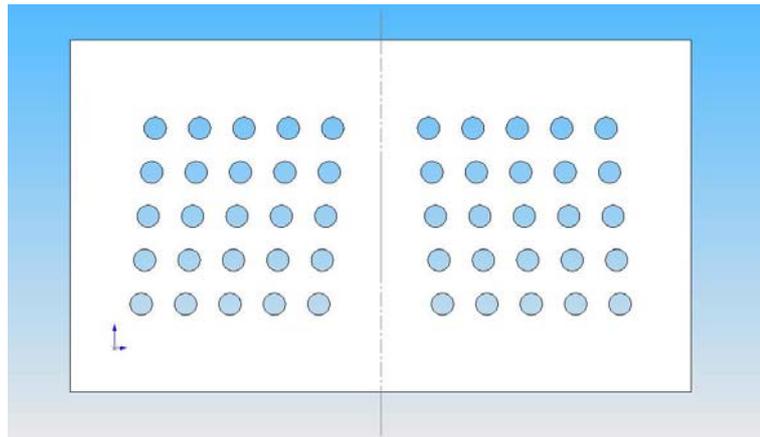


Figura 7.5 – Simplificação em relação à simetria.

7.1.4 Geometria Computacional

A construção da geometria computacional deve ser feita com base em uma modelagem do problema previamente elaborada, e a seguir, devem ser feitas algumas considerações em relação ao seu modo de solução. No caso da cavidade com grãos, é verificada grande presença de paredes, o que induz naturalmente ao aparecimento de gradientes no escoamento. Além disso, há a proximidade de fronteiras com condições de contorno bastante diferentes, aumentando o referido fenômeno.

Dessa forma, mostra-se necessária a elaboração de uma geometria que considere tais condições, e permita posteriormente o desenvolvimento de uma malha computacional capaz de trazer resultados coerentes e confiáveis. Um exemplo de geometria computacional utilizado pode ser verificado na **Figura 7.6**.

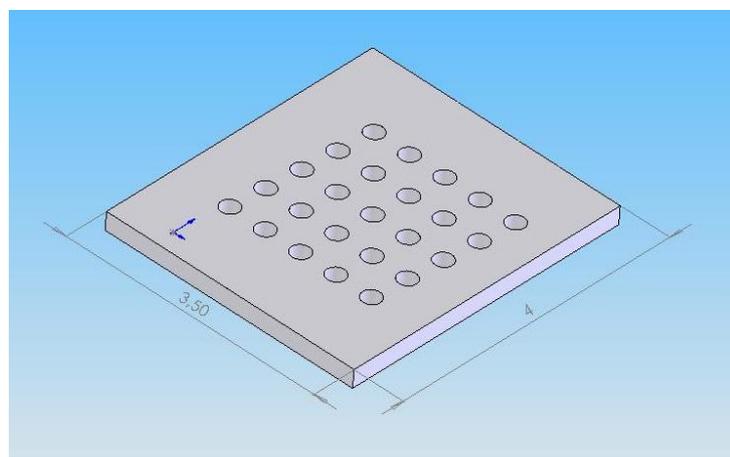


Figura 7.6 – Exemplo de geometria computacional utilizada.

Embora tanto a largura como o comprimento do volume de controle total adotado sejam de 3 mm, foram adicionados 0,5 mm em cada extremidade, mantendo os cilindros dentro dos limites do volume de controle colocado inicialmente. Isto é feito de modo a impedir que os cilindros estejam próximos demais às outras fronteiras, evitando a ausência do número necessário de volumes finitos nestas regiões, que devem apresentar gradientes elevados.

Dessa forma, as dimensões finais da geometria, em x e y , ficaram em 4 e 3,5 mm, respectivamente. Especificamente na direção y , o comprimento da geometria fica em 3,5 mm em função da condição de simetria assumida – por haver um corte na direção x , há uma redução de 0,5 mm nessa dimensão. As dimensões referidas foram adotadas para que, mesmo na condição de espaçamento entre grãos de 0,9 mm (a maior utilizada), haja a garantia de que pelo menos 3 grãos estarão inseridos na cavidade de corte em ambas as direções, x e y .

7.1.5 Malha Computacional

Após as referidas considerações geométricas, a malha computacional pôde ser criada. Pelo fato de que elevados gradientes de velocidade e pressão ocorrem em vista do escoamento através dos cilindros, um maior refinamento foi feito em torno destes corpos. É importante destacar que, dada a grande quantidade de paredes, o refinamento da cavidade como um todo foi feito com um grande número de células.

A malha computacional criada é composta por elementos hexaédricos. Cada malha tem um número de células em torno de 1.000.000 ($\cong 1.000.000$ nós), número este variando positivamente de acordo com o aumento do número de cilindros presente na geometria. A espessura da malha (dimensão no eixo z) é composta por 15 células em todos os casos simulados. Um exemplo de malha pode ser verificado nas **Figura 7.7** e **Figura 7.8**.

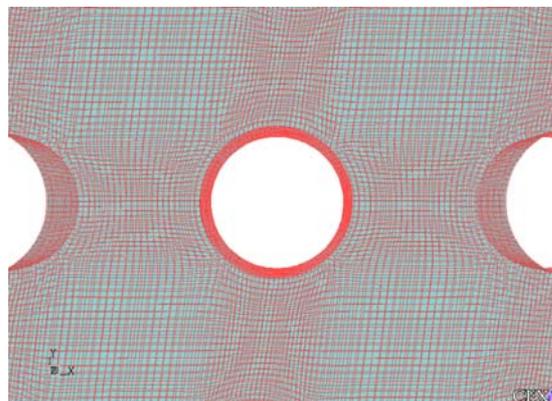


Figura 7.7 – Exemplo de malha computacional utilizada com aproximação.

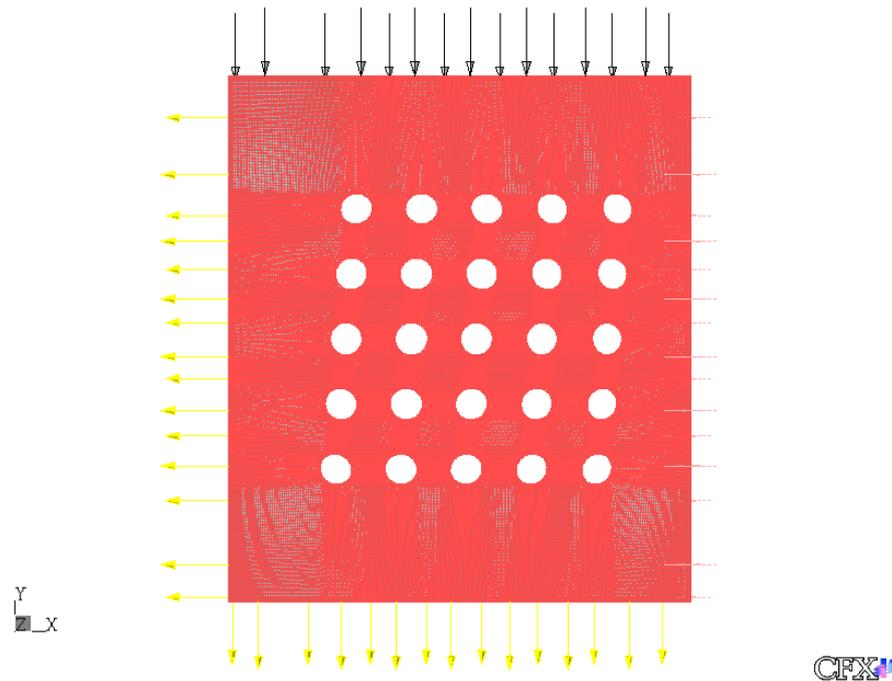


Figura 7.8 – Exemplo de malha computacional utilizada.

Os critérios de convergência adotados foram semelhantes aos adotados para o escoamento na tubeira. Isto em função de que, da mesma forma que o escoamento através da tubeira, os níveis de flutuação são significativamente altos no escoamento através da cavidade de corte. Embora simulações adotando como hipótese regime permanente tenham sido realizadas, os resíduos *rms* ficaram acima de 10^{-4} . Conforme anteriormente colocado, esse valor está longe do recomendado pelo código comercial, em termos de convergência ($5 \cdot 10^{-5}$), uma vez que a hipótese de escoamento em regime permanente tenha sido adotada [45].

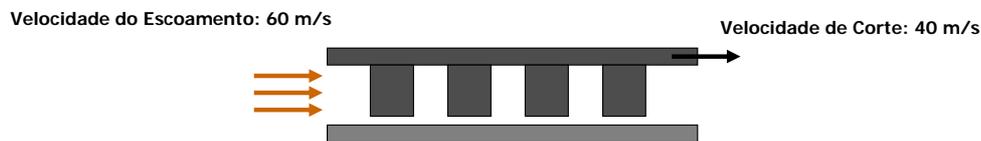
A hipótese de escoamento transiente foi então utilizada para a solução dos escoamentos, utilizando os resultados obtidos em regime permanente como parâmetros de entrada para a solução do escoamento em regime transiente. Os passos de tempo usados na execução das simulações foram equivalentes ao período de passagem de um conjunto de grãos abrasivos de uma mesma linha através da cavidade de corte, o que ocorre simultaneamente à entrada de mais um conjunto na mesma região. Este é o intervalo de tempo necessário para que ocorra repetibilidade da geometria da cavidade. Da mesma forma que a condição adotada para a simulação do escoamento nas tuberias, o número de passos de tempo foi definido a cada simulação, com base nas variações dos dados de saída, para a obtenção de resultados médios dessas variáveis.

7.1.6 Condições de Contorno

Como já colocado nos capítulos anteriores, para que o escoamento seja solucionado, deve ser feita a relação entre as fronteiras e as condições de contorno especificadas no problema. Para que as condições de contorno fossem definidas, a modelagem foi feita conforme a **Figura 7.9**. Na seqüência, a descrição de cada condição de contorno é apresentada.

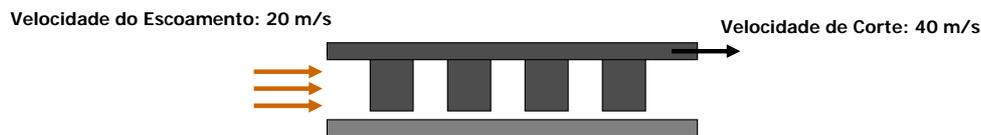
Escoamento na Entrada mais Rápido que a Velocidade da Ferramenta

⇒ **Realidade e Modelagem**



Velocidade da Ferramenta mais Rápida que o Escoamento na Entrada

⇒ **Realidade**



⇒ **Modelagem**

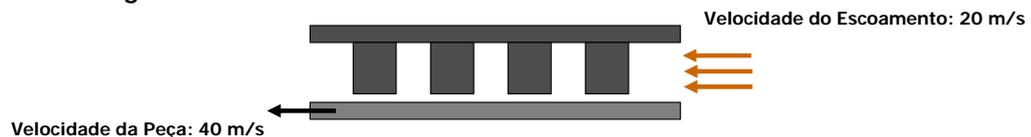


Figura 7.9 – Condições de contorno.

- ☑ **Fronteira sólida estacionária:** apresenta condições de impermeabilidade, ausência de rugosidade, e não-escorregamento para a velocidade.
- ☑ **Fronteira sólida em movimento:** pelo fato de haver deslocamento desta superfície, e pelo fato de prevalecer a condição de não-escorregamento, a superfície e o fluido aderido a ela movem-se com a mesma velocidade. Além disso, este tipo de fronteira também apresenta a condição de impermeabilidade e ausência de rugosidade.
- ☑ **Fronteira de entrada:** representa a área de entrada de fluido no escoamento. Nesta etapa do trabalho são adotados valores de velocidade de entrada prescritos, decorrentes da injeção do meio lubri-refrigerante.

- ☑ **Fronteira de saída:** representa a área de saída de fluido no escoamento. Com valor de pressão prescrito, a fronteira de saída representa no presente trabalho a saída do fluido para a atmosfera, e dessa forma, o valor adotado é estático e de mesmo valor da pressão atmosférica.

Conforme apresentado na **Figura 7.9**, existe uma diferença entre a forma como o processo de fabricação ocorre na realidade e o modelo que foi elaborado para a sua representação. A modelagem é feita colocando a peça como fronteira sólida em movimento, e não a ferramenta, como ocorre no processo. Além disso, a entrada do fluido é alocada não na entrada da cavidade de corte, mas na sua saída. Houve necessidade de modelar o processo dessa forma em função da concepção de funcionamento do *CFX-Ansys 5.7*.

7.1.7 Resultados e Discussões

As duas variáveis de entrada escolhidas para investigar as variações no escoamento são: a distância entre os grãos; o ângulo de distribuição dos grãos. Um exemplo referente ao escoamento do fluido através da cavidade de corte com grãos pode ser visualizado na **Figura 7.10**.

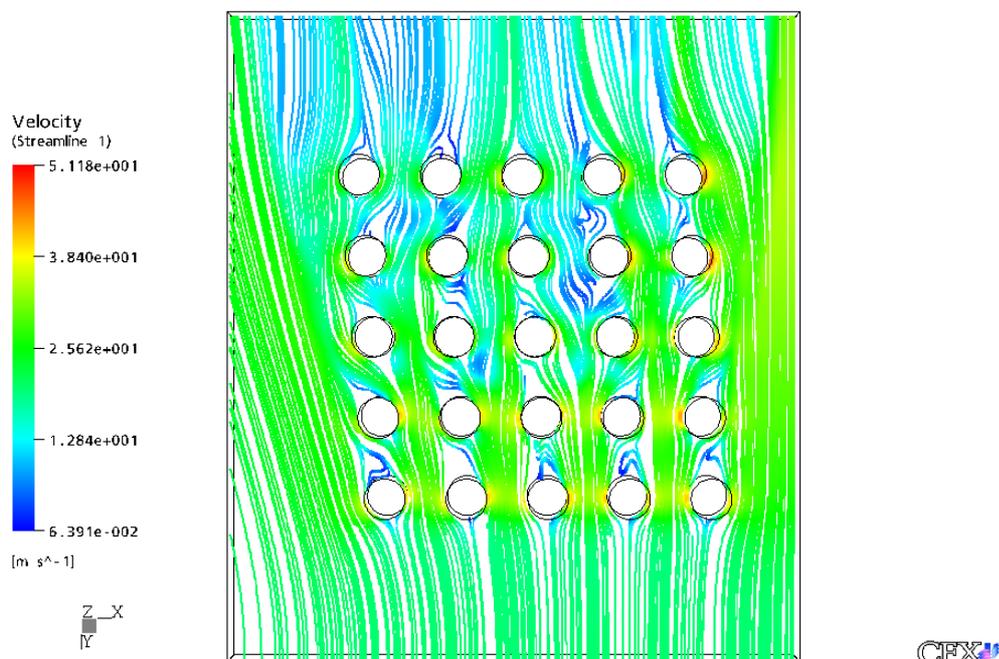


Figura 7.10 – Escoamento do fluido na cavidade de corte com grãos.

A análise é realizada com o intuito de verificar a influência dos grãos abrasivos no escoamento somente no momento em que estes se encontram dentro da cavidade de corte,

embora haja o seu contato com o meio lubri-refrigerante anteriormente à sua entrada na interface ferramenta-peça. Dessa forma, em função de que a cavidade de corte tem 3 mm de comprimento por 20 mm de largura, para a profundidade de corte e diâmetro de rebolo padronizados, as distribuições de grãos devem ser modeladas de acordo com tais dimensões. As distâncias entre centros de grãos testadas, equivalentes às arestas dos quadriláteros anteriormente referidos, partem de 500 μm , variando de 100 μm até atingir o máximo de 900 μm . As distâncias entre grãos selecionadas garantem a presença de no mínimo três grãos na cavidade ao longo do seu comprimento, assim como impedem a intersecção entre eles. Os dois casos extremos, em termos de distância entre grãos, podem ser verificados nas **Figura 7.11** e **Figura 7.12**.

Embora todos os resultados tenham sido obtidos a partir de simulações tridimensionais, todas as análises foram feitas em relação a um plano projetado exatamente na metade da altura dos cilindros (125 μm do plano à superfície da peça, e a mesma distância do plano à superfície do disco de retificação). Isto foi feito de modo a facilitar a visualização dos fenômenos presentes no escoamento. É ainda importante destacar que a maior parte das informações contidas na literatura é referente a escoamentos sobre "cilindros infinitos", ou seja, cilindros cujo diâmetro é muitas vezes menor do que a sua altura, situação que difere da modelagem aqui desenvolvida. No entanto, há semelhanças entre os resultados apresentados na referida literatura e os resultados obtidos no presente trabalho. Dessa forma, a literatura relacionada foi de fundamental importância na compreensão de determinados fenômenos, aqui apresentados e avaliados.

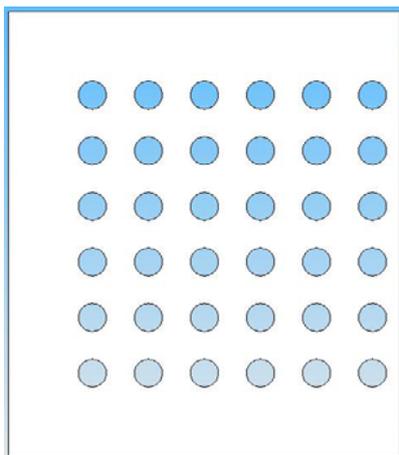


Figura 7.11 – Distribuição de grãos com distância entre centros de 500 μm .

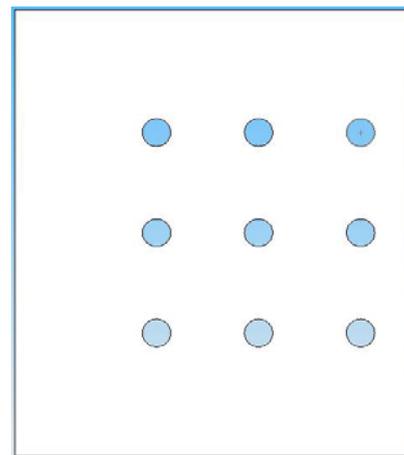


Figura 7.12 – Distribuição de grãos com distância entre centros de 900 μm .

No que concerne à variação dos ângulos de distribuição, outros critérios tiveram que ser criados. Para que estes possam ser devidamente esclarecidos, serão demonstradas passo a passo as etapas que levaram à sua elaboração.

Inicialmente, pode ser verificada na **Figura 7.13** a situação em que os grãos têm um ângulo de variação de 0° , ficando portanto a forma de quadrados perfeitos ($\Delta x = \Delta y$). Já na **Figura 7.14**, verifica-se uma pequena variação α do ângulo, mantendo o espaçamento constante entre os grãos nos eixos x e y .

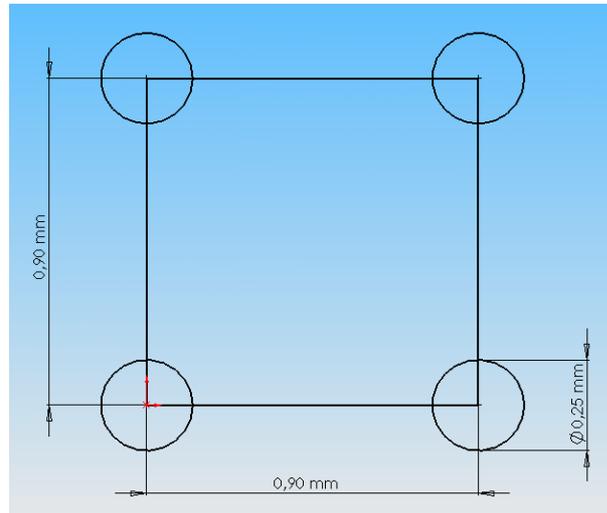


Figura 7.13 – Distribuição de grãos com ângulo de variação 0° .

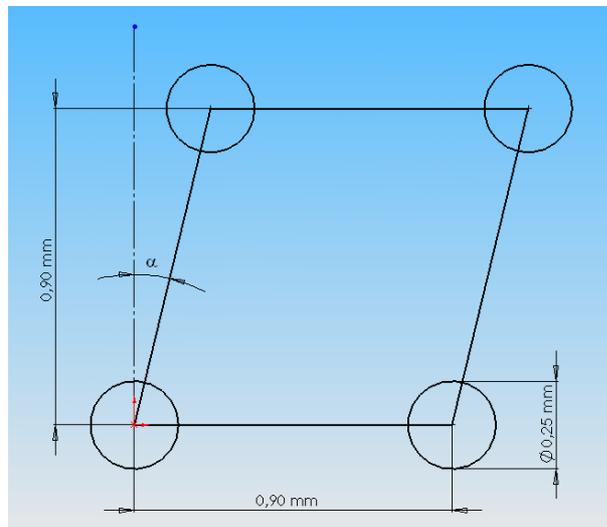


Figura 7.14 – Distribuição de grãos com ângulo de variação α .

Na medida em que se varia o ângulo positivamente, verifica-se uma situação em que cada grão de uma das linhas posiciona-se exatamente na metade da distância entre os dois grãos da linha superior, como pode ser verificado na **Figura 7.15**. A partir deste momento, na medida em que continua o incremento positivo de α , a distribuição tende a voltar ao seu estado inicial, ou seja, é iniciada a convergência para $\alpha=0^\circ$. Este seria então o ângulo limite de trabalho, pois acima deste valor, surge a situação de repetibilidade.

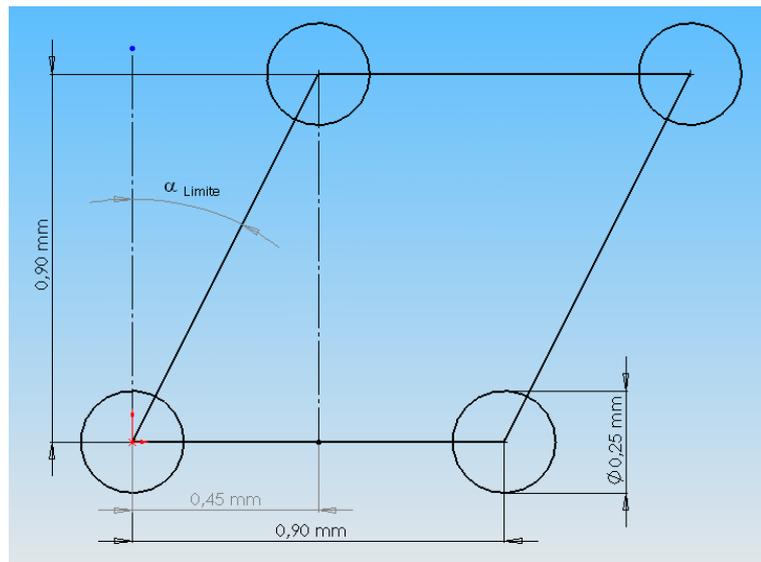


Figura 7.15 – Limite de variação do ângulo de distribuição.

No caso específico do quadrilátero de lados iguais, o ângulo limite de trabalho seria $\alpha \cong 26,56^\circ$. Dessa forma, partindo-se de 0° , foi feito o incremento de α de $4,5^\circ$ positivamente até o valor de $22,5^\circ$. Sabendo-se que o acréscimo de $4,5^\circ$ a este valor excederia o ângulo limite, foram feitas ainda simulações com este último, de $26,56^\circ$.

As condições de contorno adotadas são referentes a dois casos: a velocidade de corte com valor maior do que a média do perfil de velocidades do fluido; a velocidade de corte com magnitude inferior à média do perfil de velocidades do fluido. Os valores dados às condições de contorno foram baseados nas aplicações industriais atuais. Para a velocidade do disco de retificação, foi utilizado o padrão de 40 m/s. Por outro lado, a média do perfil de entrada do fluido varia da seguinte forma:

- ☑ **Condição 1:** Média do perfil de velocidades do fluido = 20 m/s;
- ☑ **Condição 2:** Média do perfil de velocidades do fluido = 60 m/s.

Dadas as condições de contorno, a modelagem, e os critérios utilizados para sua elaboração, os resultados obtidos através da variação dos parâmetros de entrada podem ser apresentados, como se segue.

Variação da Perda pela Lateral em Função da Distribuição de Grãos

Nesta etapa do trabalho é verificada a influência da distribuição de grãos na perda de fluido pelas laterais do modelo. Como já comentado, os ângulos de distribuição aqui analisados são: 0° ; $4,5^\circ$; 9° ; $13,5^\circ$; 18° ; $22,5^\circ$; $26,56^\circ$. Por outro lado, as distâncias entre cen-

tros dos grãos escolhidas são: 0,5 mm; 0,6 mm; 0,7 mm; 0,8 mm; 0,9 mm. Na literatura, quando é feita a análise de escoamentos ao redor de distribuições de 2 ou mais cilindros, a distância entre os centros dos cilindros é dada por uma relação com os seus diâmetros. Sabendo-se que a geometria para os grãos escolhida é modelada por cilindros, que têm um diâmetro padrão de 250 μm , as distâncias entre centros dos grãos podem ser representadas da seguinte forma: $2d$, $2,4d$, $2,8d$, $3,2d$, $3,6d$.

Outro aspecto de grande relevância no estudo do escoamento ao redor de cilindros é o referente ao número de Reynolds. Na medida em que há um aumento do número de Reynolds, os níveis de turbulência tornam-se também maiores. Isto pode gerar maior interferência no escoamento pela ação conjunta dos cilindros. Para o tipo de análise realizada no presente trabalho, o número de Reynolds é calculado da seguinte forma:

$$Re = \frac{\rho U_{\infty} D}{\mu} \quad (7.1)$$

onde ρ é a densidade do fluido, U_{∞} é a velocidade média do fluido e D é o diâmetro do cilindro [60].

Em vista de que as condições simuladas no presente trabalho têm velocidades do escoamento variando entre 20 e 60 m/s aproximadamente, e considerando que os fenômenos ocorrem na temperatura ambiente (25°C) adiabaticamente, os números de Reynolds têm uma variação entre $5,5 \cdot 10^3$ e $1,7 \cdot 10^4$. Tais valores são obtidos utilizando como base de cálculo a viscosidade cinemática da água, calculada para a mesma temperatura ($\nu = 8,93 \cdot 10^{-7}$).

Em escoamentos viscosos sobre cilindros é gerada uma esteira a jusante do fluxo de fluido, para cada corpo imerso no escoamento. Para números de Reynolds de até certa magnitude, e valores máximos de espaçamentos entre os corpos, a esteira de cada cilindro a montante no escoamento não deverá sofrer influência da presença de cada respectivo cilindro a jusante. Por outro lado, na medida em que se trabalha com distribuições de cilindros com espaçamentos menores, e números de Reynolds mais elevados, pode ocorrer a interferência do cilindro a jusante na esteira do cilindro a montante [60].

Inicialmente é feita uma análise do escoamento na cavidade de corte com o ângulo de distribuição de grãos $\alpha=0^\circ$. Isto é feito com o intuito de verificar, através da observação das linhas de trajetória de algumas partículas do fluido e campos de pressão, se o escoamento aqui simulado tem compatibilidade com os resultados encontrados na literatura. O escoamento sobre cilindros a 0° em relação à direção do fluxo de fluido é denominado: escoamento sobre cilindros alinhados. Posteriormente será apresentada uma análise da influência do ângulo de distribuição dos cilindros sobre o escoamento.

Em um escoamento sobre cilindros alinhados, para um $Re=10^4$, há a geração de vórtices na região de esteira de cada cilindro. Tal formação de vórtices provoca turbulências no escoamento, atingindo diretamente o respectivo cilindro a jusante. Este efeito começa a perder intensidade quando o espaçamento entre os cilindros chega a em torno de 50d. Entretanto, a influência da presença de um cilindro a jusante sobre a formação da esteira do cilindro a montante deve ocorrer somente para espaçamentos entre corpos consideravelmente menores. Quando o espaçamento entre os cilindros é grande o suficiente para que a interferência seja desprezível, tal fenômeno é denominado *two vortex streets* (dois caminhos de vórtices), no qual as esteiras são formadas de forma independente da presença de um cilindro em relação ao outro no escoamento [61]. Na literatura há discrepâncias entre os resultados apresentados, no que concerne à distância máxima a partir da qual deverá ser iniciado tal fenômeno de interferência entre cilindros. Para o número de Reynolds de 10^4 , Kiya *et al.* [62] e King & Johns [63] apresentam como espaçamento crítico para o início da interferência os valores de 3d. Em contrapartida, Zdravkovich [64], para o mesmo número de Reynolds apresenta como espaçamento crítico o valor de 3,8d. Tal diferença de resultados é provavelmente dada em função da extrema sensibilidade do escoamento ao número de Reynolds, turbulência, e o ajuste das condições iniciais [65].

No presente trabalho foram feitas simulações com valores de espaçamento próximos aos valores críticos de interferência referidos. Os resultados mostram que para os espaçamentos de 2,8d; 3,2d; 3,6d (0,7 mm; 0,8 mm; 0,9 mm) a interferência do cilindro a jusante sobre a formação de esteira do cilindro a montante praticamente não ocorre no escoamento. O valor de espaçamento de 2,8d é inferior ao valor crítico mínimo encontrado na literatura (3d). Por outro lado, como colocado por Jester & Kallinderis [65], pode haver variações em torno deste valor, decorrentes das condições do escoamento. A condição apresentada nas figuras seguintes é a mais propícia ao surgimento de interferência, dentre as simuladas que apresentam *two vortex streets*: o espaçamento entre cilindros de 0,7 mm na **Condição 2** (velocidade radial do rebolo de 40 m/s e injeção de fluido de 60 m/s).

É importante destacar que todas as simulações de escoamento sobre cilindros realizadas no presente trabalho foram feitas no regime transiente. Isto foi feito pelo fato de que os resultados mostram que, ao desenvolver escoamentos sobre cilindros, não é possível atingir a condição de regime permanente. Dessa forma, a partir da obtenção de resultados coletados em intervalos de tempo pré-definidos (*time-steps*), foi possível calcular valores médios das variáveis de análise, que foram as referências utilizadas para comparar diferentes condições de escoamento.

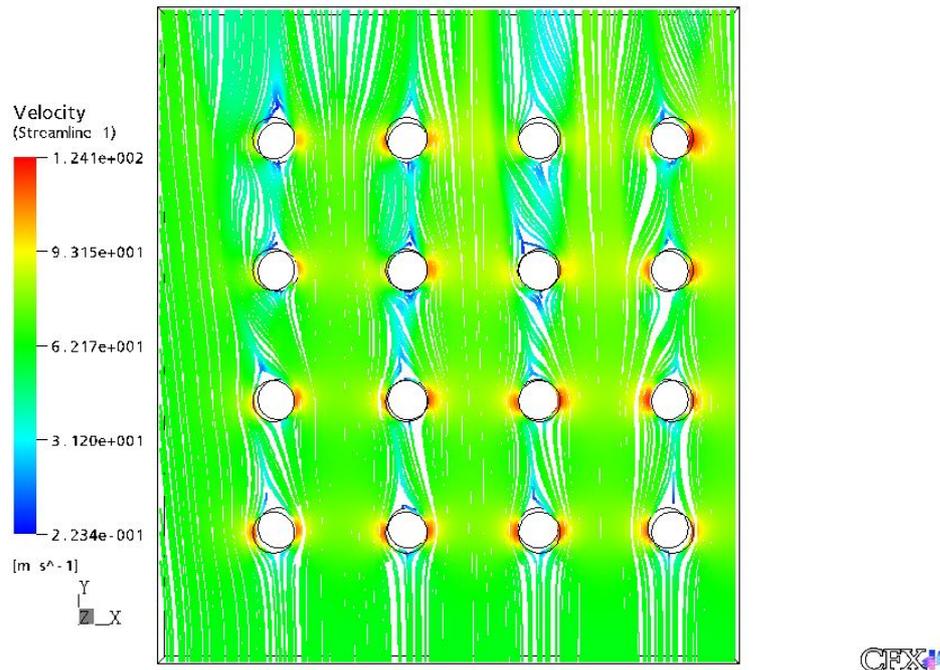


Figura 7.16 – Linhas de trajetória no interior da cavidade para 0,7 mm na Condição 2.

Analisando as linhas de corrente, pode-se inferir que não ocorre o fenômeno de interferência no escoamento. As esteiras são geradas sem que os cilindros a jusante estejam dentro da sua região de formação, tornando independente a atuação de cada cilindro sobre o escoamento. A forma como há variação nas perdas do escoamento pode ser visualizada nas Figura 7.17 e Figura 7.18, a seguir.

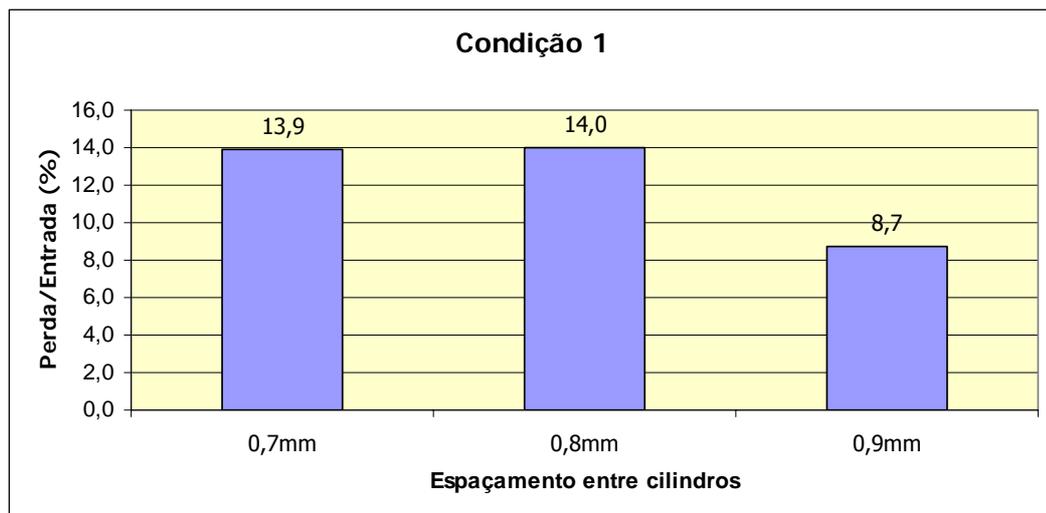


Figura 7.17 – Perda em relação à entrada de fluido no escoamento na Condição 1.

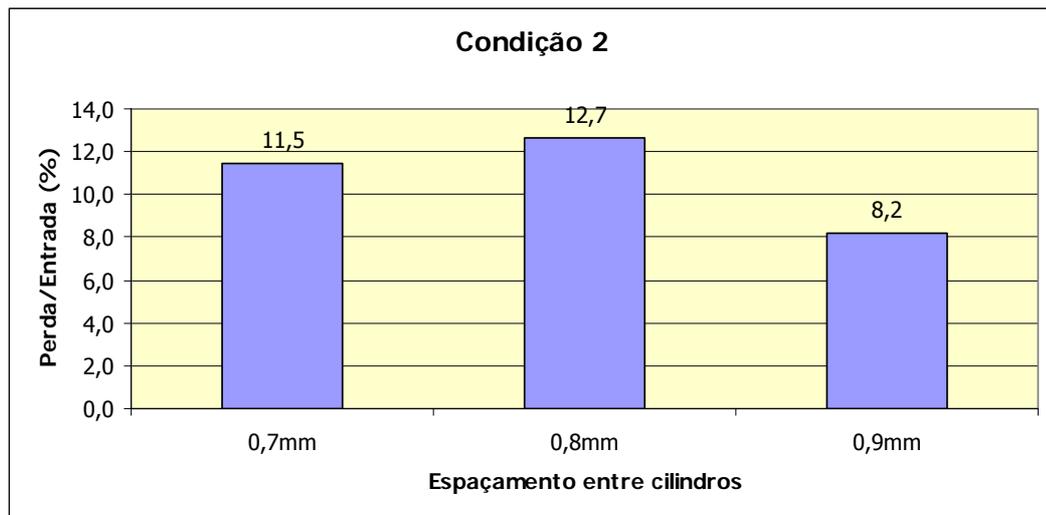


Figura 7.18 – Perda em relação à entrada de fluido no escoamento na Condição 2.

Os gráficos apresentados indicam que na **Condição 1** (velocidade periférica do rebolo de 40 m/s e velocidade de injeção de meio lubri-refrigerante de 20 m/s) não existe praticamente diferença entre as perdas laterais de escoamento para os espaçamentos 0,7 e 0,8 mm. Isto indica que, se há interferência, ela pouco influencia no escoamento perdido pela lateral do modelo. No entanto, há uma diferença considerável para 0,9 mm. Isto é dado pelo fato de que o número total de cilindros inserido no escoamento é inferior ao número encontrado nas outras duas condições de espaçamento (0,7 e 0,8 mm). O número de cilindros inseridos é de 16 para os espaçamentos 0,7 e 0,8 mm, e por outro lado, para o espaçamento de 0,9 mm, o número de cilindros é de 9. Havendo um maior número de corpos na cavidade, menor deverá ser o espaço para o fluxo de fluido, favorecendo a sua perda para a região lateral do modelo. Isto é analisado em maiores detalhes posteriormente.

Através da análise do escoamento é possível explicar porque apenas uma pequena parte da vazão de fluido é deslocada para a zona lateral do modelo. Ao entrar na cavidade, o fluido atravessa perpendicularmente uma determinada área. Na medida em que surgem os cilindros no escoamento, esta área torna-se reduzida, o que provoca aceleração do escoamento em algumas regiões. Este fenômeno é verificado em função da lei da conservação da massa, uma vez que todo o fluido que entra na cavidade deve sair dela, dada a sua incompressibilidade. Após atravessar a região com cilindros, a área através da qual passa o escoamento volta a aumentar, provocando sua desaceleração. Em vista de tal desaceleração, para que a lei da conservação da massa seja respeitada, o fluido tende a ir em direção à região de esteira, formada a jusante do cilindro [66]. Esta situação pode ser verificada na **Figura 7.19**.

Na **Figura 7.19**, uma das setas que indica o movimento do fluido ao redor dos cilindros foi destacada em vermelho. Embora a sua componente de velocidade na direção y (v_y) continue no mesmo sentido, a componente de velocidade na direção x (v_x) adquire sentido contrário à saída lateral. Isto é dado em vista da tendência do fluido a se direcionar para a região de esteira, atendendo à lei da conservação da massa. Esta força inercial é justamente a força contrária à componente que favorece o direcionamento do escoamento para as laterais do modelo, que pode ser representada por F_x . É em função disto que, embora haja saída lateral de fluido, este escoamento é minimizado por esta componente contrária a ele. As forças referidas podem ser verificadas na **Figura 7.20**, e são simbolizadas por: " R ", a resultante; " F_x ", a força contrária à saída lateral de fluido; " F_y ", a força decorrente da injeção externa de fluido para o interior da cavidade.

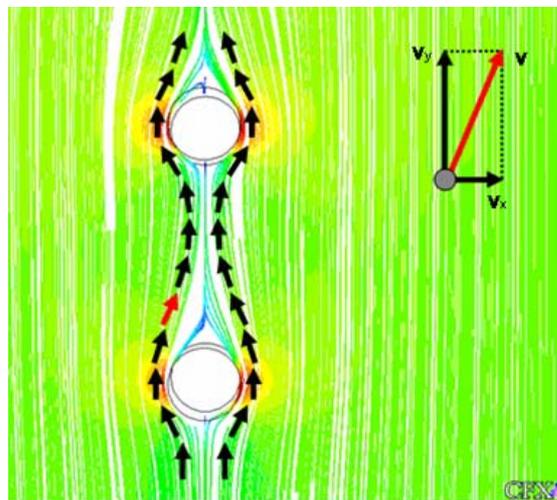


Figura 7.19 – escoamento do fluido ao redor de cilindros alinhados com *two vortex streets*.

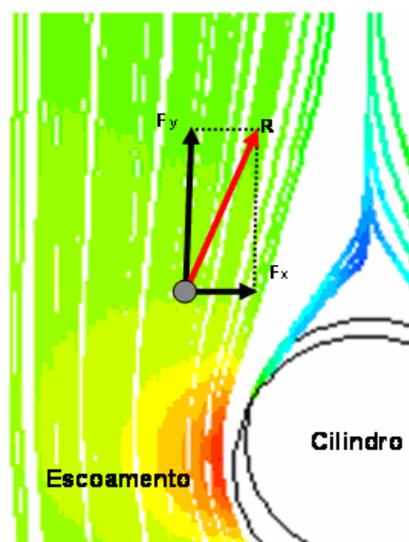


Figura 7.20 – Decomposição de forças no escoamento de *two vortex streets*.

Na medida em que se trabalha com cilindros com espaçamentos menores, de $2,4d$ e $2d$ ($0,6$ e $0,5$ mm), o fenômeno de interferência do cilindro a jusante sobre a formação de esteira do cilindro a montante começa a se mostrar significativo nas perdas pela lateral do volume de controle. Segundo Jester & Kallinderis [65], para espaçamentos entre cilindros entre $1,1d$ e $3d$, ocorre o fenômeno chamado *reattachment* (reanexação). Tal fenômeno é decorrente do descolamento da camada limite do cilindro a montante e a sua anexação ao começo da camada limite do cilindro a jusante. Há a geração entre os cilindros de uma região de recirculação estável, havendo relativamente pouca entrada e saída de fluido da mesma (Figura 7.21).

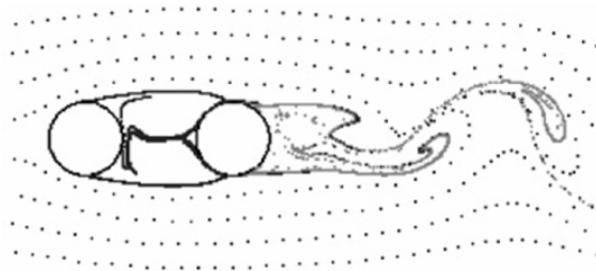


Figura 7.21 - Formação do fenômeno de *reattachment* [65].

A Figura 7.22 ilustra as linhas de trajetória criadas pelas simulações realizadas para a **Condição 1** e espaçamento entre cilindros de $0,6$ mm. Esta situação foi a escolhida para avaliar as semelhanças entre os resultados apresentados por Jester & Kallinderis [65] pelo fato de ser o maior espaçamento entre cilindros em que é dado início ao processo de geração de interferência. Além disso, o número de Reynolds simulado é o mais baixo, o que tenderia a tornar menor cada região de esteira, dificultado o contato com seu respectivo cilindro a jusante.

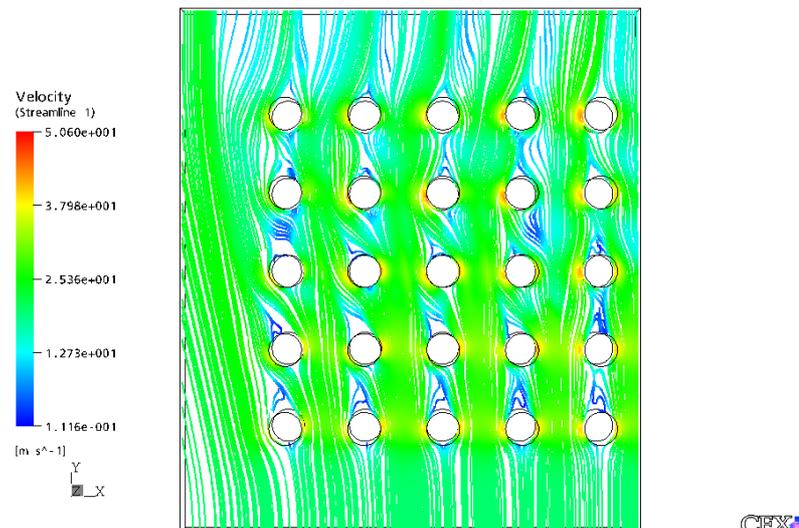


Figura 7.22 - Linhas de corrente na Condição 1 e espaçamento de $0,6$ mm.

A figura referente às linhas de trajetória (**Figura 7.22**) mostra que é iniciado o contato entre a região de esteira e o seu respectivo cilindro a jusante, como o apresentado por Jester & Kallinderis [65]. Por outro lado, as regiões de recirculação estável referidas pelos autores são verificadas basicamente em alguns dos cilindros da primeira fileira, a favor do escoamento. Isto pode ser explicado pelas regiões próximas à saída lateral do modelo, onde é iniciada uma variação da direção do escoamento, deixando este de incidir na mesma direção do alinhamento dos cilindros.

Além disso, da segunda fileira de cilindros adiante, ainda a favor do escoamento, este se torna progressivamente mais perturbado. Isto gera uma instabilidade muito alta, descharacterizando o fenômeno de *reattachment*. Os valores referentes à perda de fluxo de fluido na região lateral da cavidade podem ser conferidos na **Figura 7.23** e na **Figura 7.24**.

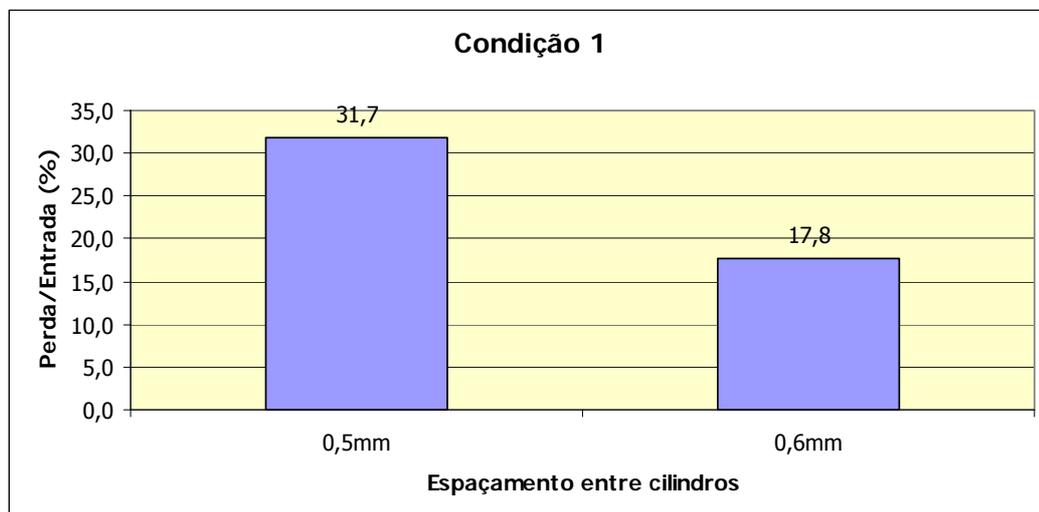


Figura 7.23 – Perda em relação à entrada de fluido no escoamento na Condição 1.



Figura 7.24 – Perda em relação à entrada de fluido no escoamento na Condição 2.

A elevada vazão de fluido para as laterais do modelo pode ser explicada a partir da observação do escoamento. Como já referido, a proximidade entre os cilindros favorece uma região de estagnação. A condição desta região possibilita que apenas uma pequena quantidade de fluido nela penetre. Dessa forma, o fenômeno verificado anteriormente, em que a configuração de *two vortex streets* era verificada, não ocorre. Em tal configuração, o escoamento era acelerado ao passar em torno dos cilindros, em função da redução de área. Logo a seguir, ocorria a sua desaceleração e o escoamento era direcionado para a região de esteira, para que houvesse conservação da massa. Na presente situação, de *reattachment*, a presença da região de estagnação a jusante de cada cilindro, em função do descolamento da camada limite do cilindro a montante, e a sua anexação ao cilindro a jusante, impossibilita a entrada de fluido em direção à região de esteira. Isto faz com que o escoamento continue acelerado na direção y , praticamente não havendo componente de velocidade na direção x . A **Figura 7.25** representa a configuração do escoamento.

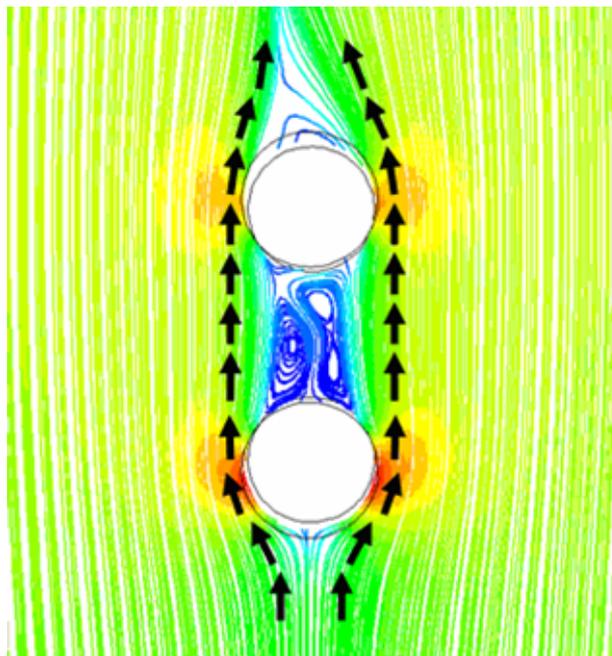


Figura 7.25 - Escoamento de fluido ao redor de cilindros alinhados com *reattachment*.

Fazendo a análise das forças neste tipo de escoamento, pode-se afirmar que na direção x não é verificada nenhuma componente, apenas na direção y . Dessa forma, na presença da saída lateral para a atmosfera, o gradiente de pressão favorece uma componente na direção x (F_x), praticamente não havendo uma força contrária a ela, como ocorre no escoamento de *two vortex streets*. A resultante decorrente desse tipo de escoamento tem a configuração colocada na **Figura 7.26**.

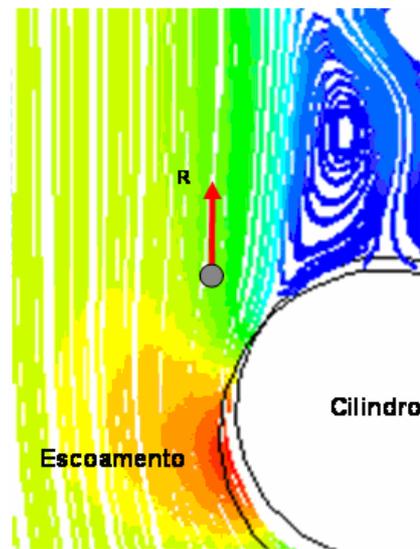


Figura 7.26 - Decomposição de forças no escoamento com *Reattachment*.

Outro aspecto, talvez ainda mais relevante, brevemente colocado anteriormente, é o referente à quantidade de cilindros no escoamento. Na medida em que o espaçamento entre cilindros é menor, mais cilindros podem estar contidos em um mesmo espaço. E dessa forma, quanto mais cilindros estiverem inseridos no escoamento, menos espaço haverá para o escoamento do fluido de corte através da cavidade. A quantidade de cilindros presentes no escoamento é relacionada com o espaçamento entre eles na **Tabela 1**, a seguir.

Número de cilindros	Espaçamento (mm)
36	0,5
25	0,6
16	0,7
16	0,8
9	0,9

Tabela 1 – Relação entre quantidade de cilindros e espaçamento entre eles.

Observando as perdas de escoamento pela fronteira lateral do modelo, pode-se verificar que com 36 cilindros inseridos na cavidade (espaçamento de 0,5 mm) ocorrerão os maiores índices de perda de fluxo de fluido. Na medida em que se trabalha com um número menor de cilindros, as perdas diminuem. No caso de haver 16 cilindros, os valores de esco-

amento são bastante próximos para ambas as condições analisadas (e para os espaçamentos de 0,7 e 0,8 mm). A relação entre os resultados obtidos pode ser verificada na **Figura 7.27**.

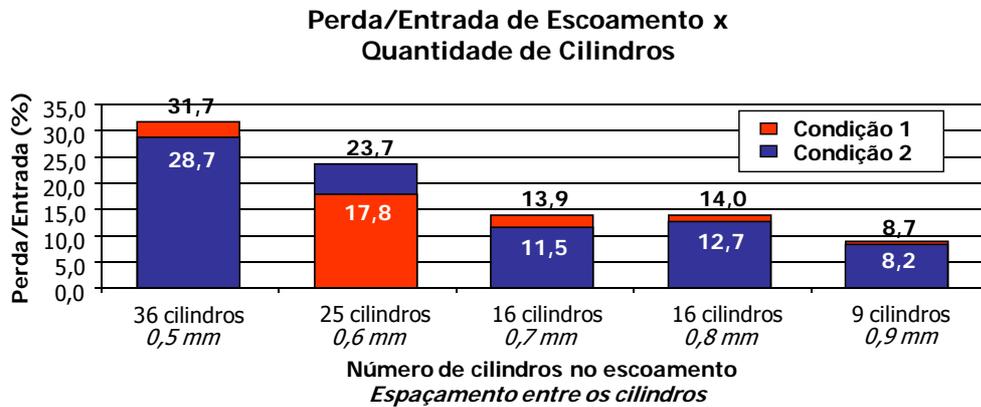


Figura 7.27 – Relação entre a perda de fluido pela saída lateral e a quantidade de cilindros no escoamento.

Outra disposição de cilindros em relação ao escoamento é a chamada configuração “lado a lado”. Em tal configuração, os cilindros são dispostos em uma linha perpendicular à direção do fluxo de fluido. Esta situação também é verificada no modelo utilizado no presente trabalho, e pode ser conferida na **Figura 7.28**, a seguir.

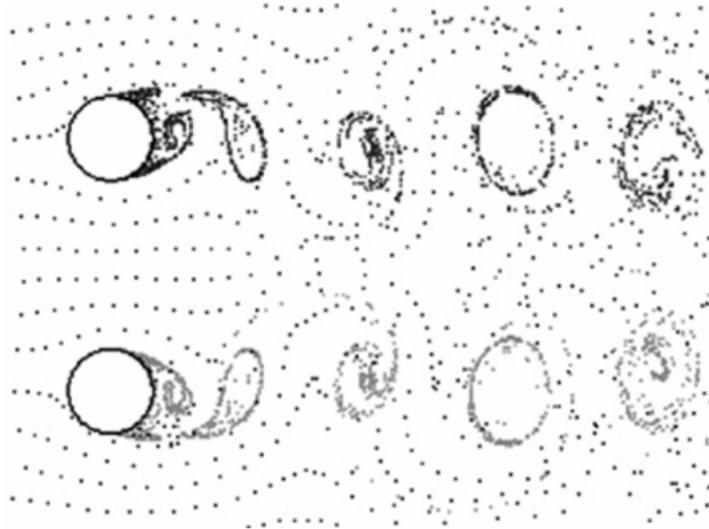


Figura 7.28 - Escoamento sobre cilindros na configuração lado a lado [65].

Segundo Zdravkovich [67] e Chen [68], para que haja interferência entre a atuação dos cilindros no escoamento nesta situação, também é necessária uma distância mínima entre os seus centros. Essa distância mínima é situada para valores inferiores a $2d$, ponto a

partir do qual é iniciado o fenômeno de *biased gap* (fenda inclinada), para um $Re = 10^3$. A sua ocorrência é dada por um espaçamento entre cilindros na faixa de $1,2d$ a $2d$, surgindo uma deflexão do escoamento no espaço entre os cilindros, voltada para um deles. Como no presente trabalho os espaçamentos são sempre iguais ou maiores a $2d$, não deve ser verificado tal fenômeno.

Os espaçamentos entre cilindros aqui estudados têm a sua variação entre $2d$ e $3,6d$, e dessa forma, o fenômeno de *coupled vortex streets* (dupla de caminhos de vórtices) deve ser gerado (conforme **Figura 7.28**). Tal tipo de fenômeno ocorre para espaçamentos entre cilindros na faixa de $2d$ a $4d$ [67,68]. Nessa situação são formadas duas regiões de esteira distintas e independentes. Além disso, a formação de vórtices pelos cilindros tende a ocorrer de forma simétrica e alternada. Através da visualização da **Figura 7.29** pode-se afirmar que não existe tendência de ocorrer o fenômeno de *biased gap*. Isto se dá pelo fato de que a formação das esteiras mostra-se independente para cada cilindro, quando o escoamento é analisado sob o ponto de vista "lado a lado", mesmo nas situações em que o número de Reynolds é mais elevado.

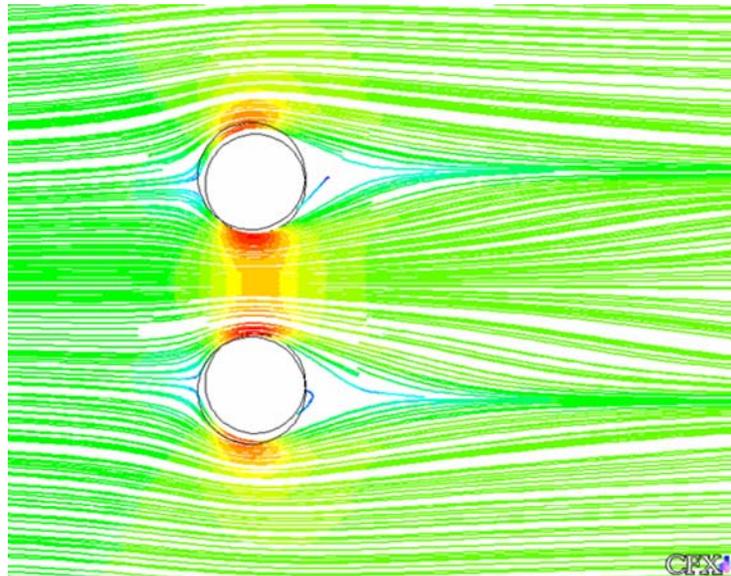


Figura 7.29 – Escoamento sobre cilindros na configuração lado a lado.

Zdravkovich *apud* Jester & Kallinderis [65] faz uma análise semelhante à feita no presente trabalho, verificando o escoamento sobre pares de cilindros com um ângulo entre eles. Este arranjo de cilindros recebe o nome de "arranjo oblíquo". Existem algumas diferenças no que se refere aos critérios de posicionamento dos corpos inseridos no escoamento, em relação ao presente trabalho. A disposição espacial dos cilindros é apresentada da seguinte forma em seu trabalho (**Figura 7.30**):

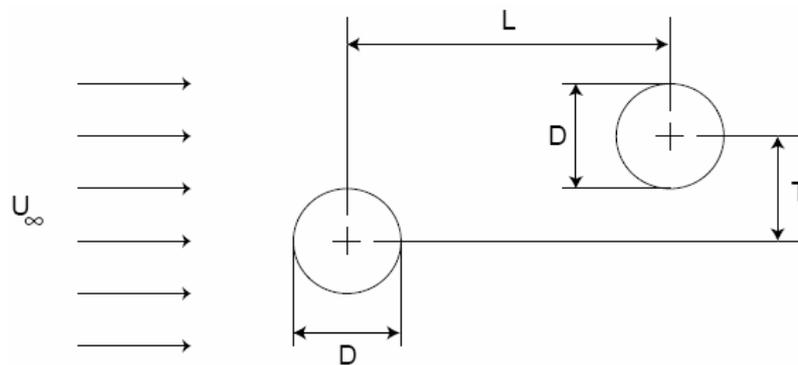


Figura 7.30 – Critério de posicionamento dos cilindros em relação ao escoamento [65].

Trabalhando sempre com um valor de $Re = 10^3$ tal autor verificou o efeito combinado do escoamento sobre cilindros alinhados e na disposição lado a lado. Da mesma forma que o presente trabalho, o espaçamento entre os cilindros é quantificado por uma relação entre a distância entre o centro dos corpos e o diâmetro dos mesmos. As avaliações foram feitas nos intervalos de $0 \leq L/D \leq 7$ e $0 \leq T/D \leq 4$.

Além disso, outras formas de interferência são encontradas em decorrência deste arranjo de cilindros: interferência por proximidade (*proximity interference*); interferência por rastro (*wake interference*); combinação das duas anteriores. A interferência por proximidade proporciona um aumento no coeficiente de arraste para as esteiras de ambos os cilindros. Por outro lado, a interferência por rastro favorece à esteira do cilindro a jusante um escoamento irregular e retardado, o que resulta na redução do seu coeficiente de arraste. A combinação dos dois fenômenos é a que ocorre em todas as simulações do presente trabalho. Nesta condição, pequenas mudanças no posicionamento entre os cilindros podem resultar em fortes mudanças no escoamento.

A relação entre as configurações lado a lado e alinhada pode ser conferida na **Figura 7.31**, retirada do trabalho de Jester & Kallinderis [65], e todos os pontos referentes às simulações realizadas no presente trabalho estão contidos no quadrilátero sobre ele destacado.

A seguir, foi feita a avaliação da vazão de fluido para a região lateral do modelo, em relação à quantidade de fluxo na entrada. Os sinais "+" e "-", colocados à direita do espaçamento entre cilindros dos gráficos (legenda), representam o sentido de escoamento do fluido em relação à distribuição de grãos. Isto pode ser verificado nas **Figura 7.32** e **Figura 7.33**.

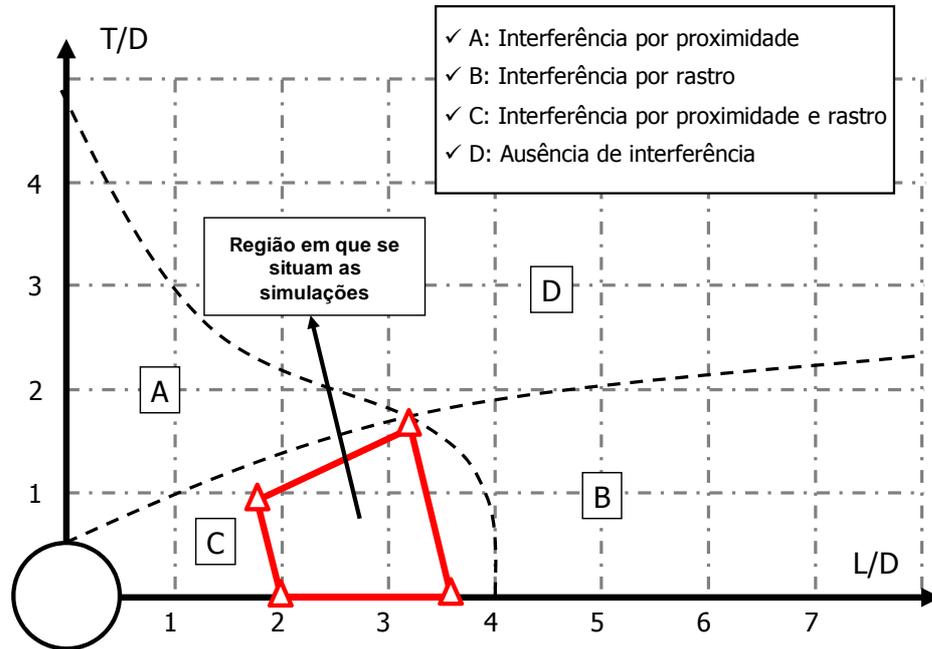


Figura 7.31 – Comportamento do escoamento variando o espaçamento entre cilindros [65].

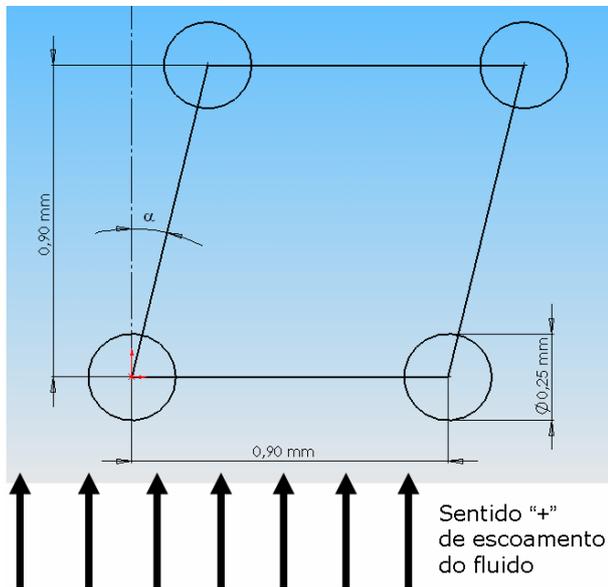


Figura 7.32 – Sentido positivo de escoamento do fluido em relação à distribuição de grãos.

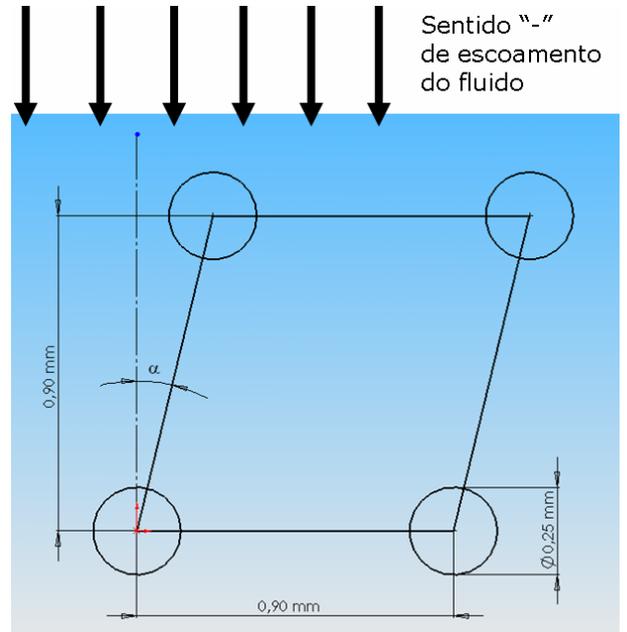


Figura 7.33 – Sentido negativo de escoamento do fluido em relação à distribuição de grãos.

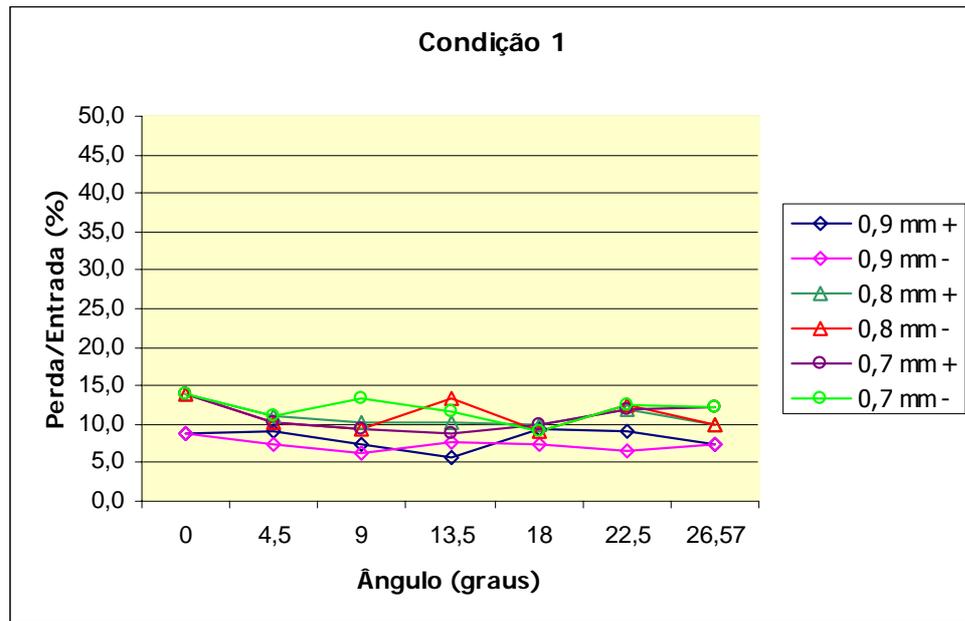


Figura 7.34 – Variação da perda de fluido lateral pela Condição 1.

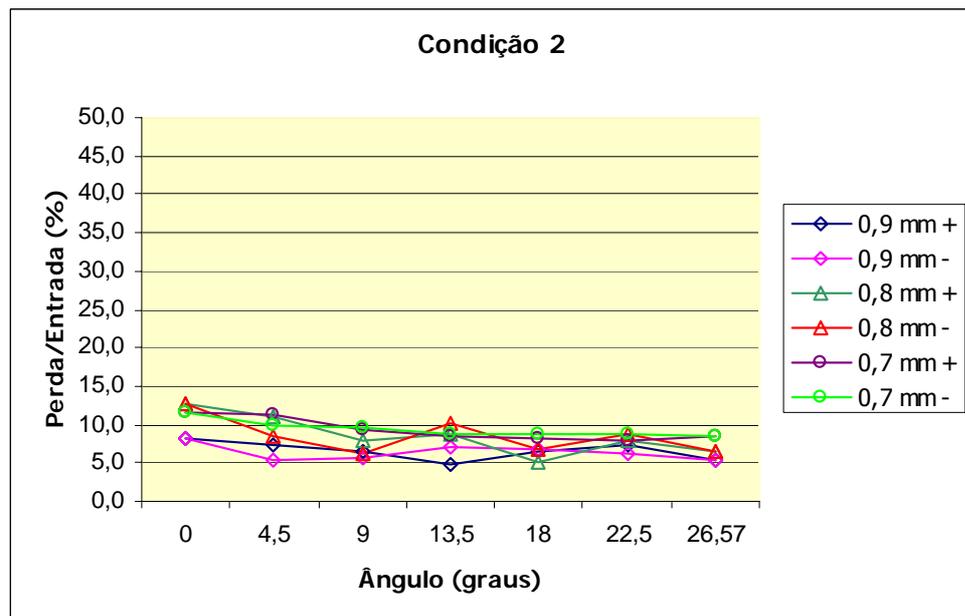


Figura 7.35 – Variação da perda de fluido lateral pela Condição 2.

Analisando-se os gráficos da **Figura 7.34** e da **Figura 7.35**, para ambas as condições, pode-se afirmar que, para os espaçamentos entre grãos de 0,9 mm; 0,8 mm; 0,7 mm (3,6d; 3,2d; 2,8d), a variação de α pouco influencia nas perdas de fluxo lateral no modelo. Isto é verificado inclusive para os números de Reynolds mais elevados aqui simulados, em torno de $1,7 \cdot 10^4$. Nos pontos mais próximos da "Região D" é possível que não ocorra interfe-

rência de qualquer tipo entre os cilindros no escoamento. Por outro lado, na medida em que se afasta de tal região, a interferência entre os cilindros pode até ocorrer, mas em níveis baixos demais para trazer alterações significativas às perdas de fluxo pelas laterais do modelo.

Nas simulações em que os cilindros têm uma proximidade maior do que a anteriormente colocada (0,5 e 0,6 mm), pode ser verificada uma expressiva influência do ângulo de distribuição dos corpos sobre o escoamento a eles incidido. A perda de vazão pela região lateral do modelo torna-se bastante alta e variável, como pode ser verificado nos gráficos da **Figura 7.36** e da **Figura 7.37**.

É importante destacar que não é verificada nenhuma tendência no comportamento do escoamento lateral, na medida em que se trabalha com diferentes valores de α . Isto pode ser explicado pela combinação entre as interferências por proximidade e rastro, que em função de pequenas alterações no posicionamento dos cilindros, são capazes de trazer significativas alterações ao escoamento.

De acordo com os gráficos, pode-se concluir que para o espaçamento entre cilindros de 0,5 mm é verificada maior tendência de haver perda de fluido pelas laterais do modelo em relação ao espaçamento de 0,6 mm. Este fenômeno deve ser dado pela maior interferência entre os cilindros.

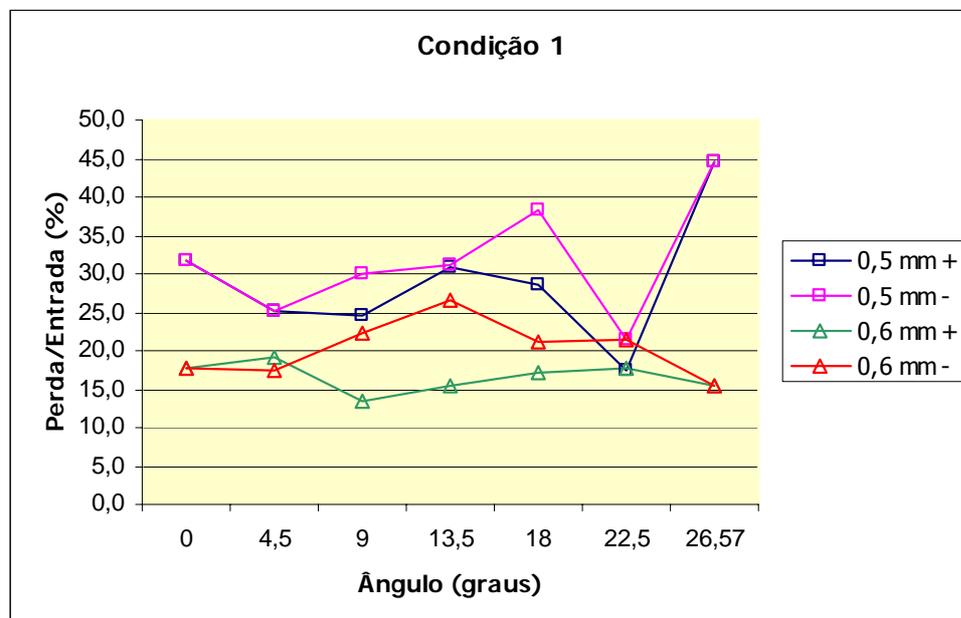


Figura 7.36 – Variação da perda de fluido lateral pela Condição 1.

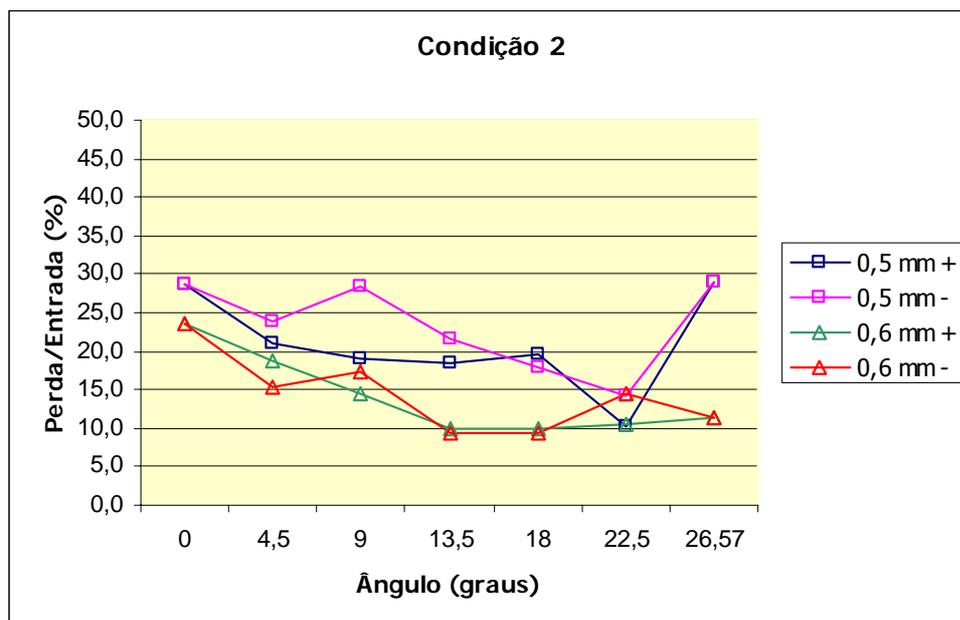


Figura 7.37 – Variação da perda de fluido lateral pela Condição 2.

8 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS



8.1 Soluções Numéricas

Foram desenvolvidos modelos numéricos computacionais com o objetivo de visualizar e compreender o escoamento dos meios lubri-refrigerantes em sua aplicação através de sapatas de injeção no processo de retificação com rebolos estruturados. Estes modelos são aproximações da realidade e foram utilizados como ferramentas para simular os escoamentos para diferentes condições de contorno e de geometria.

A elaboração dos modelos geométricos foi realizada em 3D através de um *software* de CAD, e as suas respectivas malhas e simulações computacionais através de *softwares* específicos de mecânica dos fluidos. As condições de contorno adotadas foram referentes às atualmente empregadas na indústria metal-mecânica, de forma a obter resultados compatíveis com os presentes na literatura mais recente.

Um dos aspectos críticos na retificação atualmente é a dificuldade de garantir que o escoamento do meio lubri-refrigerante ocorra através da cavidade de corte. Esta é a zona em que há a geração de calor durante o processo de remoção de cavacos, e dessa forma, a presença do meio lubri-refrigerante nesta região é primordial. Portanto, com o intuito de estudar as direções tomadas pelo escoamento em função das condições do processo, o foco das análises foi feito em torno das linhas de trajetória para as diferentes condições e geometrias simuladas.

8.1.1 Comportamento do Escoamento Através da Sapata

O foco desta fase do estudo do escoamento na injeção de meio lubri-refrigerante na retificação é voltado para o escoamento através da tubeira, considerando o conjunto sapata-ferramenta-peça. Cada um desses corpos sólidos tem suas características geométricas específicas, e o posicionamento entre eles pode ser ou não benéfico ao objetivo final: garantir que o máximo de fluido de corte possível atravessasse a região de remoção de cavacos.

As variáveis influentes analisadas foram as velocidades de corte empregadas no processo, assim como as pressões de injeção de fluido. As simulações mostraram que, pelo fato de haver uma compressão do fluido na medida em que este se dirige à região de corte, o efeito cunha é formado. Este fenômeno favorece a saída do escoamento na direção perpendicular à entrada do fluido na cavidade de corte, e tangente à superfície do rebolo. Dessa forma, os resultados indicam que a maior parte da vazão injetada através da tubeira não chega efetivamente a atingir a zona de remoção de cavacos.

Outro ponto relevante indicado pelas simulações é o fato de que na medida em que é aumentada a velocidade de corte, maior é a vazão de meio lubri-refrigerante que atinge a região de remoção de cavacos. É ainda importante destacar que esta tendência é mais pronunciada dentro da faixa de 2 a 11 bar, pressões de injeção utilizadas mais comumente na indústria atual. Para níveis de pressão mais elevados (entre 11 e 30 bar) o aumento da velocidade radial do disco torna-se pouco significativo no incremento da vazão na zona de corte. Outra situação constatada é de que o aumento da pressão de injeção está intimamente relacionado com os níveis de vazão que atravessam a cavidade de corte. Para o modelo desenvolvido especificamente para este trabalho, a relação entre a vazão de fluido que atravessava a zona de remoção de cavacos e a vazão de injeção ficou em torno de 5%.

8.1.2 Comportamento do Escoamento na Cavidade de Corte

Após atravessar o sistema de injeção e atingir a entrada da cavidade de corte, o meio lubri-refrigerante deve escoar entre os grãos abrasivos, onde as suas funções de transmissão de calor e lubrificação serão executadas. Os modelos aqui simulados foram desenvolvidos para rebolos estruturados, que têm a distribuição de grãos de forma bem definida. As variáveis estudadas para verificar alterações no escoamento são a distância entre os grãos abrasivos, representados por cilindros na modelagem geométrica, e o ângulo formado entre eles, em relação à direção de entrada do escoamento na região de remoção de cavacos.

Algumas características das ferramentas de corte utilizadas foram aproveitadas para simplificar a modelagem: simetria e repetibilidade. Com o uso destas duas propriedades foi possível reduzir as dimensões das malhas computacionais utilizadas, e dessa forma, o tempo necessário para que fosse feita a solução do escoamento. Além disso, a geometria da cavidade sofreu simplificações para viabilizar o desenvolvimento das simulações. Os grãos foram representados por cilindros, e a cavidade de corte teve a sua forma aproximada por duas placas planas paralelas.

As condições de contorno foram elaboradas de modo que a ferramenta de corte e o fluido injetado tivessem suas velocidades na mesma direção e sentido, com uma delas o fluido mais veloz que a ferramenta, e outra, com a ferramenta mais rápida que o fluido. Esta etapa das simulações teve as velocidades de injeção de fluido prescritas.

Inicialmente foi feita a análise do escoamento variando-se apenas a distância entre os grãos, com o ângulo nulo entre eles em relação ao escoamento. Na medida em que há menor espaço entre os grãos, mais restrito é o espaço para o escoamento do fluido de corte, uma vez que estão presentes mais corpos na cavidade. Dessa forma, existe a tendência de aumento do fluxo de fluido para a lateral do modelo.

Além disso, os resultados indicam que, para as condições e modelos simulados, para distâncias entre grãos maiores ou iguais a 2,8d (relação entre o espaçamento entre os grãos e o diâmetro) estes influenciariam no escoamento de modo independente. Isto deveria ocorrer pelo fato de que a esteira formada por cada grão a montante teria a sua zona de formação pouco ou nada influenciada pela presença do respectivo grão a jusante. Para estas situações, a vazão direcionada à região lateral do modelo, que representaria a quantidade de escoamento perdida, apresentou níveis relativamente baixos. Isto pode ser explicado pela formação do fenômeno de *two vortex streets*, em que a formação da esteira a jusante de cada grão é capaz de direcionar o escoamento do fluido para dentro da sua zona de formação, respeitando a lei da conservação da massa. Dessa forma, embora a lateral do modelo seja uma zona de baixa pressão relativa, o tipo de formação das esteiras a jusante de cada grão seria suficiente para evitar de modo significativo o deslocamento do escoamento para esta região.

Por outro lado, para espaçamentos entre grãos menores ou iguais a 2,4d, ainda para as condições e modelos simulados, as perdas de fluido pelas laterais do modelo apresentaram-se consideravelmente maiores. Isto ocorre em vista da geração de um segundo fenômeno na formação das esteiras: *reattachment*. Com o surgimento desta condição, há um descolamento da camada limite do cilindro a montante e a sua anexação ao começo da camada limite do cilindro a jusante. Isto gera entre os cilindros, na direção do escoamento, uma região de recirculação estável, com pouca entrada e saída de fluido da mesma. Por este

motivo, em função da pouca tendência de haver um direcionamento do escoamento para a região de formação das esteiras, a resistência à saída lateral de fluido é reduzida significativamente. E portanto, há considerável fuga de escoamento por esta fronteira do volume de controle.

Outra análise realizada nesta etapa do trabalho é referente à influência do ângulo de distribuição dos grãos em relação ao escoamento. O que foi constatado pelos resultados numéricos é que para espaçamentos maiores ou iguais a $2,8d$, as variações do ângulo de distribuição pouco influenciam sobre a vazão de escoamento direcionada para as laterais do modelo. Já para espaçamentos iguais ou inferiores a $2,4d$, a simulação do escoamento com diferentes ângulos apresentou resultados significativamente diferentes uns dos outros. Este fato é explicado pelo surgimento dos fenômenos de *proximity interference* e *wake interference* simultaneamente e de forma expressiva. A primeira favorece aumento do coeficiente de arraste para as esteiras de cada um dos cilindros imersos no escoamento. A segunda, favorece à esteira do cilindro a jusante um escoamento regular e retardado, induzindo à redução do seu coeficiente de arraste, em relação à esteira formada pelo seu cilindro a montante. No surgimento simultâneo desses fenômenos, a literatura relacionada relata que qualquer alteração da posição dos cilindros imersos, uma vez que esta condição seja mantida, pode provocar alterações pronunciadas no escoamento. É justamente esta a situação que foi verificada nos resultados obtidos. Embora existam grandes variações no escoamento, para diferentes ângulos de posicionamento dos cilindros, não é verificada nenhuma tendência em seu comportamento.

8.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Uma das etapas deste trabalho visava analisar o comportamento do escoamento através de experimentos de PIV. Isto seria feito para verificar se os resultados conferidos pelas simulações computacionais estariam apresentando coerência com a realidade. Por uma questão de limitações no equipamento de testes utilizado, as medições do escoamento por PIV não puderam ser executadas. Resultados experimentais poderiam esclarecer hipóteses levantadas, como a formação de estrias no escoamento no interior da cavidade de corte, assim como a proporção das perdas laterais de fluido pela interface ferramenta-peça, em função de diferentes configurações de espaçamento entre grãos. Uma vez que tais limitações no aparato experimental sejam superadas, fica a sugestão para trabalhos futuros que estas análises sejam feitas, e relacionadas com os resultados simulados.

O efeito cunha foi verificado nos resultados obtidos pelas simulações computacionais do escoamento na sapata de injeção. Por outro lado, isto não foi utilizado como parâmetro de entrada durante a simulação do escoamento no interior da cavidade de corte, com a presença dos grãos abrasivos. É colocada a sugestão de desenvolver um trabalho em que o efeito cunha seja utilizado como condição de contorno de entrada do escoamento, quando é feita a análise do mesmo na interface ferramenta-peça.

As análises realizadas no presente trabalho tiveram foco no escoamento do meio lubri-refrigerante durante o processo de retificação. No entanto, não foi feita uma avaliação dos resultados das variações no processo sobre os componentes fabricados, ou sobre a condição da ferramenta de corte após a sua aplicação. Seria interessante construir rebolos estruturados com diferentes condições de espaçamento entre os grãos, conforme os estudos realizados neste trabalho, e verificar a sua influência sobre a eficácia do processo de retificação.

Com o intuito de viabilizar o estudo do escoamento no interior da cavidade de corte, algumas simplificações foram feitas. Por exemplo, não foi considerada a geração e dissipação de calor durante o processo de retificação. A presença do calor poderia trazer alterações significativas às condições do escoamento, e seria válido considerar esta variável em novos trabalhos.

REFERÊNCIAS

-
- 
- 1 SEVERIANO, A. C. (2002). Retificação de aços com rebolos de CBN ligado galvanicamente sobre corpo de alumínio. Florianópolis. 2 p. Dissertação (Mestrado) – UFSC.
 - 2 KÖNIG, W. Retificação, brunimento e lapidação (1998). Traduzido por Prof. Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner do livro "Fertigungsverfahren – Schleifen, Honen, Läpen". Florianópolis. 342 p. Apostila – UFSC.
 - 3 BAILEY, M. W.; JUCHEM, H.O.; COOK, M. W.; COLLINS, J.L.; BUTLER-SMITH, P. (2002). The increasing importance of PCD/diamond/CVD and PCBN/CBN tooling in the automotive industry. *Industrial Diamond Review*, v. 1, p. 53-60.
 - 4 TÖNSHOFF, H. T.; KARPUSCHEWSKI, B.; MANDRYSCH, T. (1998). Grinding Process Achievements and their Consequences on Machine Tools Challenges and Opportunities. *Annals of the CIRP*, v. 47, n.2, p. 651-668.
 - 5 BRINKSMEIER, E.; HEINZEL, C.; WITTMANN, M. (1999). Friction, Cooling and Lubrication in Grinding. *Annals of the CIRP*, v. 48, n.2, p. 581-597.
 - 6 BRAUN, O. WARNECKE, G. AURICH, J. C. (2004). Simulationsgestützte Entwicklung von CBN-Schleifscheiben mit definierter Kornanordnung. *IDR*, v. 38, n.2, p. 26-31.
 - 7 BURKHARD, G.; REHSTEINER, M. (2002). High Efficiency Abrasive Tool for Honing. *Annals of CIRP*, v. 51, n.1, p. 271-274.
 - 8 HOLZ, R.; SAUREN, J. (1988). Schleifen mit Diamant und CBN. 1. ed. Alemanha: Winter Diamantwerkzeuge Bornitridwerkzeuge, p. 172.
 - 9 PINTO, F. W.; WEGENER, K.; KUSTER, F.; WUNDER, S.; KISER, M. (2005). Model to Optimise the Grain Pattern of Grinding Discs with Controlled Positions of the Abrasives. *Annals of CIRP*, p. 349-361.

- 10 WEBSTER, J. (2004). Innovations in Abrasive Products for Precision Grinding. *Annals of CIRP*, v. 53, n.2, p. 1-21.
- 11 BARNARD, J. M. (1989). The Use of Boron Nitride in the Production Grinding Field (Part 1). *Aircraft Engineering*, p. 20-27.
- 12 JACKSON, M. J.; DAVIS, C. J.; HITCHINER, M. P.; MILLS, M. (2001). High-speed grinding with CBN wheels – applications and future technology. *Journal of Materials Technology*, v. 110, p. 78-88.
- 13 MUCKLI, J. (2000). Hochgeschwindigkeitsschleifen mit keramisch gebunden CBN - Schleifscheiben. Aachen, p. 137. Dissertation (Doutorado em Engenharia) – RWTH-Aachen.
- 14 KOHLI, D.; GUO, C.; MALKINS, S. (1995). Energy partition to the workpiece for grinding with aluminium oxide and CBN abrasives wheel. *ASME, Journal of engineering for industry*, v. 117, p. 160-168.
- 15 ROWE, W.; BLACK, S.; MILLS, B. (1995). Temperatures in CBN grinding. *Industrial Diamond Review*, v. 4, p. 165-169.
- 16 CHEN, X.; ROWE, W. B.; CAI, R. (2002). Precision Grinding using CBN Wheels. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 42, p. 585-593.
- 17 GUO, C.; WU, V.; VARGHESE, V.; MALKIN, S. (1999). Temperatures and Energy Partition for Grinding with Vitrified CBN Wheels. *Annals of the CIRP*, v. 48, n. 1, p. 247-254.
- 18 MORALES, D. J. T. (2002). Análise e monitoramento da retificação do ferro fundido nodular com rebolos de nitreto de boro cúbico (CBN). Florianópolis 150 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 19 KÖNIG, W.; KLOCKE, F. (1997). *Fertigungsverfahren – Drehen, Bohren, Fräsen*. 5. ed. Berlin Heidelberg: Springer – Verlag. 471 p.
- 20 FERRARESI, D. (1977). *Fundamentos da Usinagem dos Metais*. 4. ed. São Paulo: Edgard Blücher. 751 p.
- 21 STEMMER, C. E. (1992). *Ferramentas de corte II*. 2. ed. Florianópolis: Editora da UFSC. 314 p.

- 22 BECK, T. (2002). Kühlschmierstoffeinsatz beim Schleifen mit CBN. Aachen. 150 p. Dissertation (Doutorado em Engenharia) – RWTH-Aachen.
- 23 WALTER, A.; JANSSEN, R. (1996). Pro und Kontra: KSS-Emulsion und KSS-Öle ABAG Tagungsband Kühlschmierer und Reinigen, p. 83-87.
- 24 WITTMANN, M. (2000). Gut geschmiert ist halb geschliffen. M&T Metallhandwerk, p. 39 – 41.
- 25 DIAS, A. M. P. (2000). Avaliação ambiental de fluidos de corte utilizados em processos convencionais de usinagem. Florianópolis, p. 16-42. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 26 ROWE, W. B.; EBBRELL, S.; WOOLLEY, N. H.; TRIDIMAS, Y. D.; ALLANSON, D. R. (2000). The effects on cutting fluid application methods on the grinding process. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 40, p. 209-223.
- 27 HÖRNER, D. (2004). Modern grinding technology calls for innovative coolant concepts. Industrial Diamond Review, v. 4, p. 20-26.
- 28 DROZDA, T. J.; WICK, C. (1983). Tool and Manufacturing Engineers Handbook – Machining. 4. ed. Dearborn, Michigan: Society of Manufacturing Engineers, v. 1, p. 4.1 – 4.53.
- 29 GRUPO WANADOO. Origen de los lubricantes. Disponível em: < http://html.rincondelvago.com/lubricantes_1.html >. Acesso em: 28 dez. 2004.
- 30 WEINGAERTNER, E. (2005). Influência do sistema de alimentação de fluido lubrificante na retificação com rebolos de CBN. Florianópolis, p. 41-45. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 31 DIAS, A. M. P. (2000). Avaliação ambiental de fluidos de corte utilizados em processos convencionais de usinagem. Florianópolis 102 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 32 ÁVILA, R. F.; BAPTISTA, B. S.; BARBOSA, C. A.; ABRÃO, A. M. (2004) Influência do fluido de corte sobre a força de usinagem e o acabamento do aço inoxidável austenítico ABNT 304. VII Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável. São Paulo, p. 2-5.
- 33 WEBSTER, J. A.; CUI, C.; MINDEK, R. B.; LINDSAY, R. P. (1995). Grinding Fluid Application System Design. Annals of the CIRP, v. 44, n. 1, p. 333-338.

- 34 KLOCKE, F.; BECK, T. (2000). Technologie des CBN-Hochleistungschleifens mit reduzierten Kühlschmierstoffvolumenstrom. In: SCHLEIFTECHNISCHES KOLLOQUIUM AACHEN, Anais... Aachen, p. 1-14.
- 35 BRINKSMEIER, E.; MEYER, L.; WALTER, A.; WITTMANN, M. (2001) Schleifprozesse verbessern - Optimierter Einsatz von Kühlschmierstoffen. ZWF - Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, n. 96 (9), p. 453 – 457.
- 36 BIANCHI, E. C.; MONICI, R. D.; SILVA, E. J.; AGUIAR, P. R.; VALARELLI, I. D. (2000) Análise do comportamento da microestrutura de materiais endurecidos retificados com rebolos de CBN. Materials Research, n. 4, v. 3, p. 147 – 154.
- 37 BIANCHI, E. C.; MONICI, R. D.; SILVA, E. J.; AGUIAR, P. R.; JÚNIOR, E. N. S. (2002) Influência da pressão e vazão de fluido de corte no processo de retificação com rebolos convencionais e superabrasivos. Revista de Ciência e Tecnologia, n. 19, v. 10, p. 23 – 30.
- 38 BRINKSMEIER, E.; HEINZEL, C.; WITTMANN, M.; SCHMID, U.; DREYER, M.; RATH, H. J. (2000) Optimierung der KSS-Zufuhr beim Schleifen. WB Werkstatt und Betrieb, n. 133 (6), p. 145-148.
- 39 BRINKSMEIER, E.; HEINZEL, C.; WITTMANN, M. (2000) Effektive Zuführung des Kühlschmierstoffs beim Schleifen. IDR - Industrie Diamanten Rundschau n. 34, v. 2, p. 163-175.
- 40 BRINKSMEIER, E.; WITTMANN, M.; KLOCKE, F.; BECK, T. (2000) Strategien zur Kühlschmierstoff-Zuführung beim Schleifen. Tagungsband Schleiftechnik im Wettbewerb, p. 10-1 - 10-17.
- 41 BERTALAN, C. (1997) Retificação com rebolos de nitreto de boro cúbico em máquinas-ferramenta convencionais. Florianópolis. 209 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina.
- 42 BIANCHI, E. C.; CATAI, R. E.; SILVA, E. J.; AGUIAR, P. R.; CATAI D. (2003) Estudo dos métodos otimizados de aplicação de fluidos de corte no processo de retificação. Revista de Ciência e Tecnologia, n. 22, v. 11 p. 7 – 18.
- 43 VOIGDLENER, T. (2004) Escoamento e transferência de calor em motores elétricos de indução. Florianópolis, p. 35-48. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.

- 44 PEREIRA, E. L. L. (2006) Análise de sistemas de válvulas de compressores alternativos. Florianópolis, p. 23-37. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 45 CFX Ltd. (2004) CFX, Version 5.7, Canada.
- 46 VERSTEEG, H. K., MALALASEKARA, W. (1995) An introduction to computational fluid dynamics, Longman Scientific & Technical, New York.
- 47 ALHO, A. T. P., ILHA, A. (2006) Turbulência, Simulação numérica de Escoamentos Complexos. V Escola de Primavera em Transição e Turbulência – 5ª EPTT, ABCM, Rio de Janeiro.
- 48 CEZÁRIO, C. A. (2007) Análise do Escoamento do Ar em Motores de Indução Totalmente Fechados. Florianópolis. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 49 BOUSSINESQ, J. (1877) Essai la thórie des aux courantes, Mem. Presentes Acad. Sci., Vol. 23, pp. 46.
- 50 YAKHOT, V.; ORSZAG, S. A. (1986) Renormalization group analysis of turbulence: I. Basic theory. Journal of Scientific Computing, v.1, n. 1, p. 1-51.
- 51 CASANOVA, D. A. S. (2001) Análise numérica do escoamento turbulento em válvulas automáticas de compressores. Florianópolis. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 52 LAUNDER, B. E.; SPALDING, D. B. (1974) The numerical computation of turbulent flows. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, v. 3, p. 269-289.
- 53 MALISKA, C. R. (2004) Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional, 2. ed., LTC, Rio de Janeiro.
- 54 BARTH, T. J., JESPERSEN, D. (1989) The design and application of upwind schemes on unstructured meshes, Technical Report AIAA-89-0366, AIAA 27th Aerospace Sciences Meeting, Reno, Nevada.
- 55 WITTMANN, M.; MEYER, L.; WALTER, A.; HEINZEL, C. (2002) Approaches to Improve Grinding Fluid Application. Grinding and Abrasives Magazine, p. 16-22, ago/set.

- 56 LOPES, J. (2007) Projeto de tubeira tipo sapata para refrigeração na retificação de alta velocidade. Florianópolis. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 57 WISBECK, H. J. (2000) Uma Nova Metodologia de Solução para Sistemas de Mancais Radiais em Carregamento Dinâmico Incluindo Atrito Sólido e Desgaste. Florianópolis. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 58 HUANG, C. (2007) Modelagem e análise computacional da lubrificação do conjunto eixo, biela e pistão em compressores alternativos. Florianópolis. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina.
- 59 CAMERON, A. (1983) Basic Lubrication Theory, 3^o Edition, John Wiley & Sons Inc., New York, EUA.
- 60 CARMO, B. S. (2005) Estudo numérico do escoamento ao redor de cilindros alinhados. São Paulo. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- 61 ZDRAVKOVICH, M.M. (1984) Classification of flow-induced oscillations of two parallel circular cylinders in various arrangements. Symposium on Flow-Induced Vibrations, Vol. 2, p. 1–18.
- 62 KIYA, M., ARIE, M., TAMURA, H., MORI, H. (1980) Vortex shedding from two circular cylinders in staggered arrangements. ASME Journal of Fluids Engineering 102, 166–173.
- 63 KING, R., JOHNS, D. (1976) Wake interaction experiments with two flexible circular cylinders in flowing water. Journal of Sound and Vibration 45, p. 259–283.
- 64 ZDRAVKOVICH, M.M. (1977) Review of flow interference between two circular cylinders in various arrangements. ASME Journal of Fluids Engineering 99, p. 618–633.
- 65 JESTER, W; KALLINDERIS, Y. (2002) Numerical study of incompressible flow about fixed cylinder pairs. Journal of Fluids and Structures 17, p. 561-577.
- 66 FOX, R.W.; MCDONALD, A.T. (1998) Introdução à mecânica dos fluidos, 5 ed., LTC.

-
- 67 ZDRAVKOVICH, M.M. (1982) Flow induced oscillations of two interfering circular cylinders. International Conference on Flow Induced Vibrations in Fluid Engineering, Reading, No. D2.
- 68 CHEN, S. (1987) Flow-Induced Vibration of Circular Cylindrical Structures. Hemisphere Publishing Company, Washington.