

Jonas Tadeu Silva Malaco Filho

**Estudo do processo de furação de um aço ABNT 1150:
avaliação do desgaste da ferramenta e modelagem
numérica**

Relatório Final de Iniciação Científica
Reapresentação

Processo n°: 2007/01614-1

Orientadora: Profa. Dra. Izabel Fernanda Machado

São Paulo
2008

**Estudo do processo de furação de um aço ABNT 1150: avaliação do
desgaste da ferramenta e modelagem numérica**

Relatório Final de Iniciação Científica

Processo n°: 2007/01614-1

Jonas Tadeu Silva Malaco Filho

Bolsista

Profa. Dra. Izabel Fernanda Machado

Orientadora

São Paulo

2008

CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Em função das observações feitas pelo assessor, o relatório apresentado anteriormente foi modificado:

- 1 Foi adicionada a seção 1.1.1 onde o processo de furação, os esforços envolvidos e dois métodos disponíveis para estimá-los foram descritos. Um desses métodos apresenta a fórmula de Kienzle, que não estava presente na primeira apresentação desse relatório. O método de cálculo da *material removal rate* também foi mais bem detalhado.
- 2 Foram corrigidos os erros conceituais no que diz respeito à nomenclatura das grandezas envolvidas no processo de corte.
- 3 A falta de numeração de figuras e tabelas, problema presente na primeira apresentação do relatório devido a uma falha de impressão, foi corrigida.
- 4 A respeito das características da máquina e do dinamômetro utilizados para os ensaios, foram adicionadas mais informações.
- 5 Foram realizadas várias modificações visando à complementação do texto.
- 6 Os critérios utilizados para a seleção dos parâmetros de corte não foram feitos com base na aplicação e sim nas limitações de potência do equipamento utilizado. O objetivo do trabalho estava relacionado com a avaliação de aspectos microestruturais, o foco foi mantido nesse ponto e não foram levadas em conta situações próximas das reais de processos de furação.
- 7 O assessor tem razão em seus questionamentos, pois os resultados do estudo feito apresentam limitações e no decorrer do trabalho o fator de escala dificultou comparações. Por outro lado, esse trabalho foi exploratório, no que diz respeito à análise do processo de furação do ponto de vista da microestrutura, e há necessidade de uma avaliações futuras mais detalhadas.

RESUMO DAS ETAPAS ANTERIORES

Durante o período de julho a novembro de 2007, foi estudado o processo de furação de um aço ABNT 1150. A microestrutura do material foi caracterizada, a ferramenta a ser utilizada nos ensaios foi definida e o raio da sua aresta de corte foi medido. Na parte analítica, um modelo numérico utilizando o método dos elementos finitos foi desenvolvido para representar o processo de furação estudado utilizando a equação constitutiva e o modelo de fratura de Johnson-Cook. Foram adotadas como hipóteses: ferramenta rígida e corpo-de-prova sujeito a um estado plano de deformações. O modelo foi simulado para quatro velocidades de corte diferentes. Os resultados dessas análises foram comparados com resultados e análises encontrados na literatura. Concluiu-se que o modelo encontrava-se compatível com o processo estudado. Era necessário, porém, introduzir propriedades mecânicas e condições de usinagem mais adequadas. Objetivava-se também a introdução de rigidez finita na ferramenta, para a avaliação do campo de tensões nela atuante, e de inclusões nas malhas dos modelos numéricos. Entretanto, devido a dificuldades encontradas relacionadas com a rigidez do sistema de fixação dos corpos-de-prova do dispositivo utilizado para medir os esforços de corte e com as dimensões e isolamento do próprio dispositivo, mais avanços na parte experimental não foram possíveis. Por isso, a avaliação dos esforços de corte e do desgaste da ferramenta não foi feita nesse período. As dificuldades encontradas foram dadas como solucionadas e a realização dos ensaios preliminares foi prevista para a etapa seguinte.

RESUMO DO RELATÓRIO

Nesse período foi realizado o trabalho experimental e o de simulação numérica utilizando o método dos elementos finitos. O trabalho experimental consistiu na realização de ensaios de furação, com um dispositivo instrumentado e ligado a um sistema de aquisição, para a avaliação do momento torçor. Foram ensaiadas ferramentas comerciais com e sem recobrimento. Os resultados foram importantes para a avaliação da influência do desgaste da ferramenta no valor do torque medido. O desgaste das ferramentas foi observado com o uso de microscopia óptica estereoscópica. O trabalho de simulação numérica também teve andamento. Foram desenvolvidas e testadas outras malhas para a simulação do processo de furação. Foram obtidos resultados consistentes com o fenômeno e que mostram de forma qualitativa o processo. Por outro lado, também foram obtidos resultados inconsistentes e que necessitariam de uma análise mais profunda. O modelo de falha utilizado de Johnson-Cook não apresentou bons resultados e não se observou, nas simulações, o processo de quebra do cavaco. De modo geral, o custo computacional das simulações foi alto e cada análise levava vários dias. Considera-se, apesar dos problemas encontrados, que a maioria dos objetivos foi cumprida a contento. Alguns objetivos sofreram alterações, o que se julga não ter prejudicado o objetivo principal do trabalho e a análise numérica.

Palavras-chave: Aço. Desgaste da ferramenta. Furação. Inclusão. Modelagem Numérica.

Método dos elementos finitos.

OBJETIVOS PROPOSTOS E JUSTIFICATIVA DAS ALTERAÇÕES REALIZADAS

Esse projeto de pesquisa de Iniciação Científica tinha como objetivos principais relacionar os parâmetros de usinagem do processo de furação, a microestrutura do material e o desgaste da ferramenta, com uma análise numérica, utilizando o método dos elementos finitos.

Para alcançar esses objetivos:

- 1 Seriam realizados ensaios para se avaliar os esforços de corte durante a furação de um aço ABNT 1150, em duas velocidades de corte em faixas distintas. Seriam utilizadas brocas helicoidais de aço rápido sem recobrimento e recobertas por deposição de filmes por PVD, a qual seria realizada no Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da EPUSP. Esse objetivo foi parcialmente alcançado, pois foram utilizadas brocas recobertas comerciais e apenas uma velocidade de corte. O dispositivo para medir os esforços de corte inicialmente apresentou problemas e o adiamento dessa etapa acabou por comprometer o encaminhamento do processo de recobrimento das brocas. Optou-se pelo uso de brocas comerciais de modo a viabilizar essa parte do estudo. Quanto às velocidades, em função do equipamento utilizado apresentar baixa potência, o uso de baixas velocidades de corte foi difícil para materiais com maior resistência como o aço. Velocidades mais elevadas foram utilizadas, mas o emprego de faixas distintas não foi possível.
- 2 Seria realizada a avaliação do desgaste das ferramentas, após os ensaios de furação, utilizando, principalmente, microscopia óptica estereoscópica e microscopia eletrônica de varredura. Entretanto, a avaliação por microscopia eletrônica de varredura não foi realizada.

3 Os resultados obtidos para as forças de usinagem seriam utilizados para modelar o processo de furação e para avaliar, de forma simplificada, os campos de tensões existentes. A influência das inclusões de sulfeto de manganês (MnS) presentes na microestrutura do aço estudado nos campos de tensão também seria avaliada para cada conjunto de parâmetros de usinagem selecionados para os ensaios, nos quais também seria avaliado o desgaste da ferramenta. Nessa etapa foram utilizados resultados obtidos da literatura, pois foram considerados mais confiáveis que os dados obtidos nos ensaios, que possuíam caráter qualitativo. No que diz respeito à análise da influência das inclusões de MnS, problemas de convergência e de custo computacional a inviabilizam, como será apresentado nesse relatório.

SUMÁRIO

1 REVISÃO DA LITERATURA	19
1.1 Usinagem	19
1.1.1 O processo de furação.....	21
1.2 Usinabilidade e Desgaste	24
1.3 Formação de Cavaco, Inclusões e sua Relação com a Usinagem	26
1.4 Equações Constitutivas	29
1.4.1 Modelo de comportamento plástico de Johnson-Cook.....	30
1.4.2 Modelo de fratura de Johnson-Cook	32
1.5 Método dos Elementos Finitos	33
2 MATERIAL E MÉTODOS	34
2.1 Material	34
2.1.1 Corpos-de-prova	35
2.2 Ferramentas	35
2.3 Mini Torno-Fresadora	37
2.4 Dispositivo para Medição de Esforços de Corte na Furação	38
2.5 Microscopia	41
2.6 Recursos Computacionais	41
2.7 Procedimento Experimental	42
2.7.1 Dificuldades encontradas na parte experimental	42
2.7.2 Ensaios preliminares	44
2.7.3 Ensaios e observação do desgaste das ferramentas	45
2.8 Estimativa do Momento Torçor	46
2.9 Análise Numérica	47
2.9.1 Hipóteses simplificadoras.....	48

2.9.2	Revisão das simulações realizadas na primeira etapa do projeto	50
2.9.3	Condições de contorno da ferramenta no novo modelo	54
2.9.4	Corpo-de-prova idealizado para simulação, propriedades e condições de contorno no novo modelo	55
2.9.5	Interação entre o corpo-de-prova idealizado e a ferramenta nas novas simulações	57
2.9.6	Malha do corpo-de-prova idealizado no novo modelo	58
2.9.7	Avaliação da adição de inclusões ao modelo	62
2.9.8	Avaliação da implementação de ferramenta deformável	64
2.9.9	Outras simulações	65
3	RESULTADOS	66
3.1	Determinação do Raio da Aresta de Corte Principal	66
3.2	Observação da Microestrutura do Material	67
3.3	Ensaio	69
3.4	Observação do Desgaste das Brocas Utilizadas	74
3.5	Resumo dos Resultados Numéricos Obtidos na Primeira Etapa	77
3.4	Novas Simulações	81
3.4.1	Resultados obtidos com a adição de inclusões	95
3.4.2	Simulação com os parâmetros utilizados nos ensaios	100
4	PRINCIPAIS CONCLUSÕES	103
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	108

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. Reações dos esforços de usinagem na ferramenta, durante o processo de furação. F_c (N) é a força de corte, F_t (N) é a força de avanço e M_c (N·m) é o momento torçor associado à força de corte. Adaptado (Ferraresi, 1977).....	22
Figura 2. Efeito da composição química na força de corte do processo de torneamento de aços contendo diferentes teores de enxofre (Jian, et al., 1996)	28
Figura 3. Corpos-de-prova, utilizados nos ensaios de furação, com os pré-furos de 4 mm indicados pelas setas	35
Figura 4. Brocas helicoidais sem (a esquerda) e com recobrimento de TiN (a direita, amarela).	36
Figura 5. Mini torno-fresadora CNC MMC-LM. Cabeçote da fresadora (indicado pela seta) e mesa	37
Figura 6. Mini torno-fresadora CNC MMC-LM. Cabeçote do torno e painel de controle	38
Figura 7. Curva de calibração do dispositivo utilizado para a medição do momento torçor, associado à força de corte, durante o processo de furação (Pinto Filho, et al., 2007)	39
Figura 8. Dispositivo montado, com corpo-de-prova, para a realização de um ensaio de furação	40
Figura 9. Detalhe de extensômetro a 45° no dispositivo para avaliação do momento torçor ..	40
Figura 10. Dispositivo para medição dos esforços de corte antes da modificação do sistema de fixação dos corpos-de-prova.....	43
Figura 11. Dispositivo para medição de esforços de corte durante a furação montado no mini torno-fresadora CNC	43
Figura 12. Elemento sujeito a um estado plano de deformações (Gere, 2003)	49
Figura 13. Malha utilizada nas simulações preliminares: 12500 elementos de altura e largura variável	53
Figura 14. Malha utilizada nas simulações preliminares: 12500 elementos de altura e largura variável. Detalhe do seu refino ao longo do percurso da ferramenta	54
Figura 15. Esquema das direções das velocidades durante a rotação do modelo	54
Figura 16. Malhas utilizadas em testes para aprimoramento do modelo. Observa-se um refino da malha na região em contato com a ferramenta	60
Figura 17. Malha final completa utilizada no trabalho. A região que não sofre influência direta da ferramenta durante o processo de corte é indicada pela seta	61

Figura 18. Malha final (figura 17) em detalhe.....	61
Figura 19. Região mais refinada da malha final (figura 17) em detalhe. A região realçada em verde é a região inferior ao percurso da ferramenta, onde os elementos são do tipo estado plano de deformação, de primeira ordem e sua remoção da malha não está habilitada. A região realçada em vermelho é a região em contato com a extremidade da ferramenta e situada abaixo do seu percurso, onde as propriedades de dano passam a estar definidas para o material e onde os elementos são principalmente quadrangulares. Nela, os elementos são do tipo estado plano de deformação, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada. A região realçada em amarelo é a região em contato com a extremidade da ferramenta e situada imediatamente acima do seu percurso, onde as propriedades de dano estão definidas para o material e onde os elementos são apenas quadrangulares e a malha é estruturada. Nessa região, os elementos são do tipo estado plano de deformação, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada. A região realçada em azul é a região em contato apenas com a superfície de saída da ferramenta, onde as propriedades de dano estão definidas para o material e onde os elementos são apenas quadrangulares e a malha é livre. Os elementos são do tipo estado plano de deformação, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada	62
Figura 20. Inclusões, indicadas pelas setas, adicionadas à malha das simulações	63
Figura 21. Modelo numérico com ferramenta deformável.....	64
Figura 22. Esquema do teste de simulação utilizando os parâmetros de usinagem dos ensaios: $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e $f = 0,4$ μ m/volta ($f = 0,01$ mm/s).....	65
Figura 23. Micrografia do material estudado. Seção longitudinal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica. As setas indicam inclusões	67
Figura 24. Micrografia do material estudado. Seção longitudinal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica. As setas indicam inclusões	67
Figura 25. Micrografia do material estudado. Seção longitudinal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica. As setas indicam inclusões	68
Figura 26. Micrografia do material estudado. Seção transversal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica.....	68
Figura 27. Micrografia do material estudado. Seção transversal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica.....	68
Figura 28. Micrografia do material estudado. Seção transversal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica. As setas indicam inclusões	69
Figura 29. Corpo-de-prova após ensaio.....	70
Figura 30. Ensaio 1. Broca sem revestimento	70

Figura 31. Ensaio 2. Broca sem revestimento	71
Figura 32. Ensaio 3. Broca sem revestimento	71
Figura 33. Ensaio 4. Broca revestida com TiN.....	72
Figura 34. Ensaio 5. Broca revestida com TiN.....	72
Figura 35. Ensaio 6. Broca revestida com TiN. Ensaio não concluído	73
Figura 36. Broca não revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica	75
Figura 37. Broca não revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica	75
Figura 38. Broca não revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica	75
Figura 39. Broca não revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica	75
Figura 40. Broca não revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica	75
Figura 41. Broca não revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica	75
Figura 42. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica.....	76
Figura 43. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica.....	76
Figura 44. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica.....	76
Figura 45. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica.....	76
Figura 46. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica.....	76
Figura 47. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica.....	76
Figura 48. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises obtida para a simulação com rotação de 400 rpm e 3,8 mm percorridos. Previsão numérica da primeira etapa do projeto ...	78
Figura 49. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises obtida para a simulação com rotação de 400 rpm e 7,5 mm percorridos. Previsão numérica da primeira etapa do projeto ..	79
Figura 50. Gráficos da força de corte (por unidade de comprimento na direção k , perpendicular ao plano do corpo-de-prova idealizado) em função do deslocamento da ferramenta para as rotações consideradas para as brocas. Previsão numérica da primeira etapa do projeto.....	80
Figura 51. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm. A seta indica a aparência do início do processo de discretização do cavaco e a linha tracejada indica o plano de cisalhamento	81
Figura 52. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 8 mm. A seta indica a aparência	

do início do processo de discretização do cavaco e a linha tracejada indica o plano de cisalhamento	82
Figura 53. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm	82
Figura 54. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 8 mm	83
Figura 55. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm. Visualização do processo de formação do cavaco	85
Figura 56. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm. Visualização do processo de formação do cavaco	85
Figura 57. Distribuição da tensão de cisalhamento para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm	86
Figura 58. Distribuição da tensão de cisalhamento para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm	87
Figura 59. Distribuição da deformação plástica equivalente para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm	88
Figura 60. Distribuição da deformação plástica equivalente para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm	88
Figura 61. Distribuição da distorção plástica para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm. O plano de cisalhamento é mostrado pela linha tracejada	89
Figura 62. Distribuição da distorção plástica para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm	89
Figura 63. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm). Previsão numérica.....	92
Figura 64. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm). Previsão numérica.....	92
Figura 65. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm). Previsão numérica.....	93
Figura 66. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm). Previsão numérica.....	93
Figura 67. Tendências dos esforços de usinagem, após sua estabilização, para duas velocidades de corte. Previsão numérica. F_c é força de corte, F_f é a força de avanço e v_c é a velocidade de corte. Valores coerentes com as estimativas realizadas pela <i>material removal rate</i> e pela fórmula de Kienzle	94

Figura 68. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm). Previsão numérica com a influência de inclusões de MnS.....	96
Figura 69. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm). Previsão numérica com a influência de inclusões de MnS.....	96
Figura 70. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm). Previsão numérica com a influência de inclusões de MnS.....	97
Figura 71. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm). Previsão numérica com a influência de inclusões de MnS.....	97
Figura 72. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) nas simulações com inclusões (indicadas pelas setas).....	98
Figura 73. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) nas simulações com inclusões (indicadas pelas setas).....	98
Figura 74. Evolução dos problemas de dimensão dos elementos removidos (polígonos vermelhos) para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm).....	99
Figura 75. Evolução dos problemas de dimensão dos elementos removidos (polígonos vermelhos) para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm).....	99
Figura 76. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e $f = 0,01$ mm/s	101
Figura 77. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e $f = 0,01$ mm/s. Previsão numérica	102
Figura 78. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e $f = 0,01$ mm/s. Previsão numérica	102

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química dos aços testados na elaboração do gráfico da figura 2 (Jian, et al., 1996)	28
Tabela 2 – Composição química nominal do material estudado (% em massa)	34
Tabela 3 – Propriedades mecânicas estáticas do material estudado	34
Tabela 4 – Principais especificações técnicas do mini torno-fresadora CNC MMC-LM	38
Tabela 5 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 4340 utilizadas nas simulações da primeira etapa do projeto (Johnson, et al., 1985)	51
Tabela 6 – Propriedades mecânicas gerais do corpo-de-prova utilizadas nas novas simulações (Özel, et al., 2007)	56
Tabela 7 – Propriedades de dano do modelo de Johnson-Cook utilizadas nas novas simulações (Johnson, et al., 1985)	57
Tabela 8 – Resultados da determinação do raio da aresta de corte de corte	66
Tabela 9 – Resultados dos ensaios	73
Tabela 10 – Forças de corte (F_c), e correspondentes momentos torçores (M_c), em função da rotação da broca (N). Previsão numérica da primeira etapa do projeto	79
Tabela 11 – Velocidades de corte e avanços utilizados nas novas simulações	81
Tabela 12 – Previsão numérica da espessura do cavaco no processo de furação para duas velocidades de corte distintas. A pequena espessura do cavaco encontrada para a velocidade de corte mais elevada é um problema relacionado com o modelo utilizado na simulação, causado pela remoção de um número muito elevado de elementos	86
Tabela 13 – Rugosidade média aproximada da superfície usinada. Previsão numérica	90
Tabela 14 – Esforços médios de usinagem após sua quase estabilização. Previsão numérica	90
Tabela 15 – Valores médios dos esforços de usinagem previstos pelas simulações com inclusões. v_c é a velocidade de corte, F_c é a força de corte, M_c é o momento torçor associado à força de corte e F_f é a força de avanço	95
Tabela 16 – Esforços médios na ferramenta após sua quase estabilização para um avanço de 0,01 mm/s. Previsão numérica	101

LISTA DE SIGLAS

EPUSP	Escola Politécnica da Universidade de São Paulo
LFS	Laboratório de Fenômenos de Superfície – EPUSP
MEF	Método dos elementos finitos
PVD	Physical vapor deposition
RAM	Random access memory

LISTA DE SÍMBOLOS

$\dot{\varepsilon}^*$	taxa de deformação plástica adimensional para $\dot{\varepsilon}_0 = 1,0s^{-1}$	f	avanço
$\dot{\varepsilon}_1, \dot{\varepsilon}_2, \dot{\varepsilon}_3$	taxas de deformação plástica principais	F_c	força de corte
γ_{xy}	distorção do elemento no plano ortogonal à direção k	F_f	força de avanço
$\dot{\varepsilon}$	taxa de deformação plástica equivalente	h	espessura de corte
ε^f	deformação equivalente de fratura	$k_{c1.1}$	força específica de corte para um cavaco de $b \cdot h = 1 \text{ mm}^2$ para a fórmula de Kienzle
σ^*	triaxialidade das tensões	M_c	momento torçor associado à força de corte
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	tensões principais	MRR	material removal rate, taxa de material removido
σ_m	média das tensões normais aplicadas	N	rotação da broca
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	tensões normais, respectivamente, nas direções i, j e k	P_{mec}	potência mecânica necessária para o corte
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	deformações, respectivamente, nas direções i, j e k	t	vida da ferramenta
$l-m_c$	expoente que quantifica a influência da espessura de corte na força de corte segundo a fórmula de Kienzle	T^*	temperatura homóloga
b	comprimento de corte	T_{amb}	temperatura ambiente
D	diâmetro da broca	$T_{fusão}$	temperatura de fusão do material
D_e	diâmetro do furo	u_t	energia mecânica específica requerida para o corte
D_i	diâmetro do pré-furo	$V20$	velocidade de corte que causa a falha da ferramenta após 20 minutos
D_{JC}	dano de um elemento (modelo de fratura de Johnson-Cook)	v_c	velocidade de corte
E	módulo de elasticidade	$v_{simulação}$	velocidade da ferramenta na simulação
		ε	deformação plástica equivalente
		σ	tensão equivalente de Von Mises

MRR_{D_e, D_i} taxa de material removido em função dos diâmetros do pré-furo e do furo

T temperatura de referência

$\Delta\varepsilon$ incremento da deformação plástica equivalente

ω velocidade angular

1 REVISÃO DA LITERATURA

O estudo dos processos de usinagem pode apresentar diferentes abordagens, podendo ser associado à usinabilidade do material, a qual é geralmente associada a aspectos tecnológicos. Nesse trabalho, a análise de um processo de usinagem foi feita relacionando os parâmetros de usinagem, a microestrutura do material, o desgaste da ferramenta e uma análise numérica. De forma simplificada, a usinabilidade pode ser definida pela dificuldade em se usinar um material. Ela depende de vários fatores e pode ser avaliada de diferentes formas como pelo desgaste da ferramenta e pela medição dos esforços de corte. A simulação dos processos de usinagem utilizando métodos numéricos, que constitui a maior parte desse trabalho, foi realizada paralelamente à parte experimental, procurando-se modelar de forma simplificada os fenômenos envolvidos no processo de corte. São apresentados, a seguir, aspectos gerais relacionados à usinagem de aço para construção mecânica e ao método dos elementos finitos.

1.1 Usinagem

Usinagem é um termo que abrange uma larga coleção de processos de manufatura e que envolve a remoção de material para a produção de um determinado componente ou peça. Essa remoção de material visa à obtenção das formas finais, do acabamento superficial adequado e dos valores de tolerância requeridos (Kalpakjian, et al., 2006). O processo de corte ou de remoção de material (usinagem) depende de variáveis independentes de entrada, de variáveis dependentes e de interações entre as variáveis independentes e dependentes

(Metals..., 1989; Peckener, et al., 1977). As variáveis independentes de entrada relacionadas com esse trabalho são o material a ser usinado, a ferramenta de corte, os parâmetros de corte e a geometria da ferramenta. Já as variáveis dependentes relacionadas a esse trabalho são a força de corte, a potência necessária para a usinagem e o acabamento superficial. Dentre as formas de se fazer uma avaliação das variáveis de usinagem selecionadas está o estudo do material removido, ou seja, do cavaco. A formação do cavaco está diretamente relacionada a fatores como os ângulos de saída e de folga da ferramenta e as temperaturas atingidas (Diniz, et al., 2000). A avaliação do material removido pode servir, então, como parâmetro de avaliação das variáveis de usinagem e do comportamento do material usinado. Outros fatores cuja análise, principalmente do ponto de vista mais tecnológico, é importante são o acabamento superficial e o desgaste da ferramenta (Abouelatta, et al., 2001; Grzesik, 1996; Kovac, 1997; Saï, et al., 2001).

A força de usinagem pode ser decomposta, com relação ao plano de trabalho, em uma força ativa, no plano de trabalho, e uma força passiva, perpendicular ao plano de trabalho (Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1989; 1991). A força ativa, entretanto, pode ser decomposta, com relação à direção de corte, em uma força de corte, na direção de corte, e uma força de corte normal, na direção perpendicular à direção de corte e no plano de trabalho. A força ativa também pode ser decomposta, com relação à direção de avanço, em uma força de avanço, na direção de avanço, e uma força de avanço normal, na direção perpendicular à direção de avanço e no plano de trabalho (Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1991). Deve-se notar que, pela definição, a força de corte normal é a força de avanço, assim como a força de avanço normal é a força de corte. Por isso, é comum encontrar-se na literatura a decomposição da força ativa em força de corte e força de avanço (Ferraresi, 1977).

As forças envolvidas na usinagem podem ser avaliadas em termos da pressão específica de corte, k_s , dada em N/mm^2 . Fatores metalúrgicos como a taxa de encruamento do

material, também são relevantes, pois, se o material apresentar elevado encruamento durante a usinagem, as forças durante o corte serão mais elevadas.

Dentre os processos de usinagem estão o torneamento, o fresamento, o aplainamento e a furação (Diniz, et al., 2000; Ferraresi, 1977; Kalpakjian, et al., 2006). Cada um desses processos apresenta características específicas.

1.1.1 O processo de furação

A furação é um processo mecânico de usinagem utilizado para a obtenção de furos em uma peça, geralmente cilíndricos e com o uso de ferramentas de corte. O processo de furação inclui a obtenção de furos rasos ou profundos, além de englobar operações subseqüentes como alargamento e rebaixamento (Miranda, et al., 2003; Rios, et al., 2002).

A furação, junto com o torneamento, é uma das operações mais importantes, envolvendo aproximadamente 30% de todas as operações de usinagem de materiais metálicos (Castillo, et al., 2005). A grande maioria das peças tem pelo menos um furo, sendo que apenas uma pequena quantidade dessas peças têm seus furos produzidos durante o processo de geração da peça bruta (Rios, et al., 2002). O custo associado ao processo de furação está entre os mais elevados na produção de motores automotivos (Kalpakjian, et al., 2006).

Das várias ferramentas utilizadas no processo de furação — brocas chatas, brocas escalonadas e brocas de centro — as brocas helicoidais de aço rápido são as mais utilizadas. No Brasil, mais da metade das operações de furação ainda são realizadas com essas brocas (Castillo, et al., 2005).

A figura 1 mostra uma representação esquemática dos esforços de corte no processo de furação, que é avaliado nesse projeto. O momento torçor M_c resulta da força de corte e, devido à simetria da broca, a força passiva é nula.

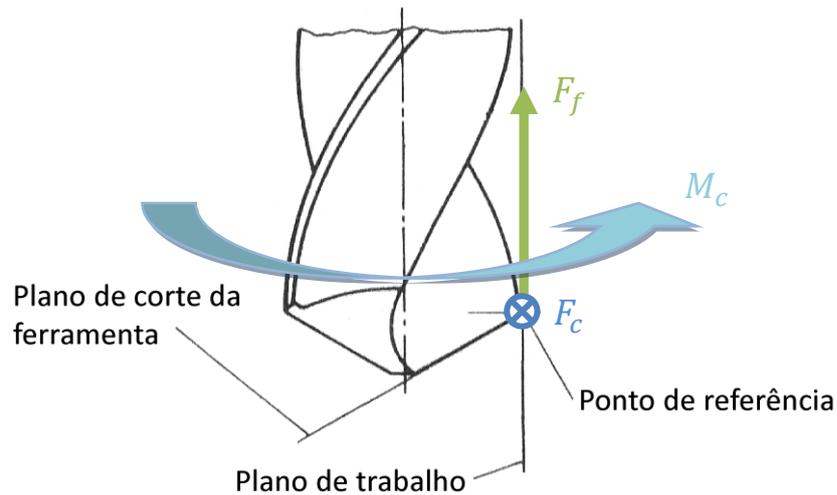


Figura 1. Reações dos esforços de usinagem na ferramenta, durante o processo de furação. F_c (N) é a força de corte, F_t (N) é a força de avanço e M_c (N·m) é o momento torçor associado à força de corte. Adaptado (Ferraresi, 1977)

Para o processo de furação, um método para a previsão dos esforços de corte consiste no cálculo do momento torçor M_c aplicado na ferramenta a partir da taxa de material removido (*material removal rate*, MRR) e da potência mecânica necessária P_{mec} (utilizando valores tabelados da energia mecânica específica requerida para o corte u_t do material). Dado o diâmetro da broca d , o avanço f por revolução e a rotação N da broca, a *material removal rate*, a potência mecânica necessária e o momento torçor podem ser descritos por (Kalpakjian, et al., 2006):

$$MRR = \pi \cdot \left(\frac{d}{2}\right)^2 \cdot f \cdot N \quad (1.1)$$

$$P_{mec} = MRR \cdot u_t \quad (1.2)$$

$$M_c = P_{mec}/N \quad (1.3)$$

Para aços, os valores de u_t costumam encontrar-se no intervalo de 2 Ws/mm^3 a 9 Ws/mm^3 (Kalpakjian, et al., 2006). É importante notar que:

$$M_c = \frac{P_{mec}}{N} = \frac{MRR \cdot u_t}{N} = \frac{\pi \cdot \left(\frac{d}{2}\right)^2 \cdot f \cdot N \cdot u_t}{N} = \pi \cdot \left(\frac{d}{2}\right)^2 \cdot f \cdot u_t$$

Dessa forma, a estimativa do momento torçor desse modelo será independente da rotação da ferramenta e, portanto, da velocidade de corte, para valores constantes de energia mecânica específica requerida para o corte do material. A correlação entre os esforços de corte e a velocidade de corte empregada vem da variação da energia mecânica específica necessária ao corte em função das diferentes taxas de deformação.

Outra relação utilizada para o cálculo de estimativas dos esforços de corte durante o processo de furação é a fórmula de Kienzle, que estabelece uma função potencial, entre a força de corte e a espessura de corte (Castillo, et al., 2005; Ferraresi, 1977):

$$F_c = b \cdot h^{1-m_c} \cdot k_{c1.1}$$

Nessa equação, b é o comprimento de corte, medido na superfície de corte segundo a direção normal à direção de corte, e h é a espessura de corte, espessura calculada do cavaco a ser retirado e medida normalmente à superfície de corte e segundo a direção perpendicular à direção de corte (Ferraresi, 1977). O expoente $(1 - m_c)$ quantifica a influência da espessura de corte na força de corte e a constante $k_{c1.1}$ é uma constante específica do material para uma seção de corte de 1 mm de espessura por 1 mm de largura (Castillo, et al., 2005; Ferraresi, 1977).²

A fórmula de Kienzle permite a previsão da força de corte a partir da determinação experimental dessas constantes, que são características da usinabilidade de cada material e, portanto, que deveriam ser independentes do processo estudado. Entretanto, isso não ocorre e é necessário a determinação dessas constantes para o processo estudado ou o uso de fatores de correção para os valores determinados para um processo de referência (Castillo, et al., 2005).

Para o processo de furação com brocas helicoidais de diâmetro D e ângulo de ponta σ , o comprimento de corte a espessura de corte podem ser calculados através das relações (Castillo, et al., 2005; Ferraresi, 1977):

$$b = \frac{D}{2 \cdot \operatorname{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)}$$

$$h = \frac{f}{2} \cdot \operatorname{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)$$

Dessa forma, para o processo de furação, a força de corte aplicada a cada aresta de corte e o momento torçor resultante aplicado na broca podem ser calculados por, respectivamente:

$$F_c = \frac{D}{2 \cdot \operatorname{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)} \cdot \left[\frac{f}{2} \cdot \operatorname{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)\right]^{1-m_c} \cdot k_{c1.1}$$

$$M_c = \frac{D}{2} \cdot F_c = \frac{D^2}{4 \cdot \operatorname{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)} \cdot \left[\frac{f}{2} \cdot \operatorname{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)\right]^{1-m_c} \cdot k_{c1.1} \quad (1.4)$$

1.2 Usinabilidade e Desgaste

A usinabilidade, bem como outras propriedades de fabricação, é tão importante como as propriedades mecânicas de um material. A usinabilidade de um material metálico é influenciada por vários fatores, tais como: composição química, microestrutura, propriedades mecânicas e parâmetros de corte como o avanço, a profundidade de corte, a velocidade de corte e fluido de corte (Metals..., 1989). Existem três aspectos que caracterizam, por assim dizer, a usinabilidade, que são a vida da ferramenta, o acabamento superficial e a potência requerida para o corte. Assim, a usinabilidade pode ser definida com o auxílio de alguns critérios tais como vida e desgaste da ferramenta, acabamento superficial da peça usinada,

remoção de cavaco, velocidade de corte e produtividade. Geralmente, a usinabilidade de um material também é associada à sua dureza: quanto mais duro o material, maior é a dificuldade para usiná-lo. Entretanto, isso nem sempre é verdade, pois a usinabilidade está mais relacionada com a microestrutura e com o comportamento mecânico do material, do que com sua dureza propriamente dita (Machado, et al., 2003; 2005).

Existem vários testes para se avaliar a usinabilidade de um material. Esses ensaios são importantes para comparar materiais e para aprimorar os processos de usinagem. Os primeiros ensaios de usinabilidade foram realizados por Taylor, nos quais era determinada a velocidade de corte que causava a falha da ferramenta após 20 minutos (V_{20}) (Ferraresi, 1977; Kalpakjian, et al., 2006; Metals..., 1989). A partir desses ensaios ficou determinada a relação empírica:

$$t \cdot v_c^n = C$$

Nessa equação, t é a vida da ferramenta em minutos, v_c é a velocidade de corte em m/mim, e as constantes C e n são obtidas experimentalmente.

O desgaste da ferramenta pode ocorrer de várias formas (desgaste adesivo, abrasivo, por difusão ou por fadiga), ocorrendo interação com o meio (Diniz, et al., 2000; Shaw, 1984). Por vida da ferramenta, compreende-se a quantidade de material removido por uma ferramenta sob determinadas condições de usinagem até o instante em que ela se torne inoperante ou atinja níveis de desgaste incompatíveis à continuidade da operação. Devido à grande importância de seu desempenho na usinagem, é patente que a concepção de ferramentas de corte não é meramente uma questão de ângulos ou perfis em escalas macrométricas, mas também de inspeção e controle da forma de seu contorno em uma escala mais acurada. Os critérios para determinar o fim da vida da ferramenta são vários. A ferramenta deve ser afiada ou repostada quando: ela estiver falhando, ou se tornar inoperante; a temperatura envolvida no processo começar a se elevar demasiadamente gerando fumaça; a

operação passar a gerar ruído excessivo ou as vibrações se asseverarem notadamente; as dimensões ou o acabamento superficial da peça usinada sofrerem alterações não previstas ou a forma da ferramenta alterar-se para uma específica condição incompatível à continuidade do processo. Vale salientar que a análise da mudança de forma da ferramenta, sendo difícil de ser observada a olho nu, deve ser realizada com o auxílio de um microscópio e que, também, devido ao fato de muitas vezes existirem partículas de cavaco aderidas à superfície da ferramenta, faz-se necessária uma preparação metalográfica a fim de se distinguir o desgaste efetivo da ferramenta do cavaco aderido (Trent, et al., 2000). Essa preparação não é trivial e demanda, além de recursos para a metalografia, prática do operador.

1.3 Formação de Cavaco, Inclusões e sua Relação com a Usinagem

O cavaco é o material produzido durante o corte nos processos de usinagem. A formação de cavaco ocorre pelo recalque do material contra a superfície de saída da ferramenta. A princípio, o cavaco é assumido como sendo uma fita contínua de largura constante com um plano de cisalhamento bem definido, o que na verdade não ocorre (Metals..., 1989). A formação de cavaco é um fenômeno que ocorre periodicamente, sendo que a deformação concentra-se na região onde ocorre cisalhamento. Quando a deformação nessa região assume um valor crítico, o processo reinicia-se. Isso resulta na formação de uma série de segmentos discretos no cavaco cuja ruptura ocorrerá acompanhando o plano de cisalhamento. Existem diversos problemas que podem ser gerados em função da forma do cavaco: segurança do operador, dano à ferramenta e/ou à peça, dificuldades para o manuseio e armazenagem do cavaco, forças de corte elevadas, altas temperaturas e, por consequência, vida reduzida da ferramenta. De modo geral, materiais dúcteis tendem a formar cavacos

contínuos ou de cisalhamento e materiais frágeis tendem a formar cavacos de ruptura. Trabalhos realizados (Komanduri, et al., 2001; Shaw, 1984; Staker, 1980) apresentaram estudos pormenorizados da formação do cavaco e de sua segmentação durante a usinagem.

Praticamente toda a energia mecânica associada à formação de cavaco se transforma em calor (Scandiffio, 2000). Em processos de conformação a frio apenas de 2% a 10% da energia fornecida é gasta na deformação, sendo acumulada na forma de defeitos, enquanto o resto é perdido na forma de calor. O calor produzido nos processos de usinagem é dissipado pelo cavaco, pela peça, pela ferramenta e pelo fluido de corte (Komanduri, et al., 1981).

A microestrutura dos materiais cristalinos é constituída de defeitos como contornos de grãos e de constituintes microestruturais como fases e inclusões (Padilha, et al., 1985). No caso dos aços para construção mecânica é comum o uso de teores um pouco mais elevados de enxofre para ocorrer a formação de sulfetos. As inclusões presentes nos aços, embora causem perda de algumas propriedades mecânicas, são concentradoras de tensão e facilitam o processo de quebra do cavaco, facilitando o corte durante a usinagem. Sua influência depende do seu tamanho, forma e orientação (Metals..., 1989). As inclusões formadas pela presença de enxofre e de fósforo, além de facilitar a quebra do cavaco, geralmente diminuem a formação de aresta postiça (um acúmulo de material, na superfície de saída da ferramenta, que forma uma nova aresta de corte com características diferenciadas), melhorando o acabamento superficial. Teores de oxigênio entre 200 ppm e 300 ppm promovem a formação de inclusões globulares de sulfeto de manganês (MnS), melhorando a usinabilidade. Usualmente, os teores máximos de enxofre não ultrapassam 0,05 %. Em aços ressulfurados, esse valor está entre 0,08% e 0,13% embora, em alguns casos, possa chegar a 0,35%. A adição de cálcio tem efeito na diminuição dos esforços de corte. A figura 2 mostra esse efeito na força de corte de aços contendo diferentes teores de enxofre. A tabela 1 mostra a composição dos aços apresentados na figura 2. Em trabalho realizado para o processo de torneamento (Jian, et al., 1996), foi

observada a deformação das inclusões na região onde ocorre o cisalhamento no processo de corte. Quanto maior a deformação das inclusões, menor a força de corte. Foi também observado, no trabalho citado, que quanto maior o espaçamento entre os sulfetos, maiores as forças de corte. No que se refere à morfologia das inclusões, as alongadas são mais efetivas na diminuição da força de corte, enquanto as globulares são mais efetivas na diminuição do desgaste de flanco.

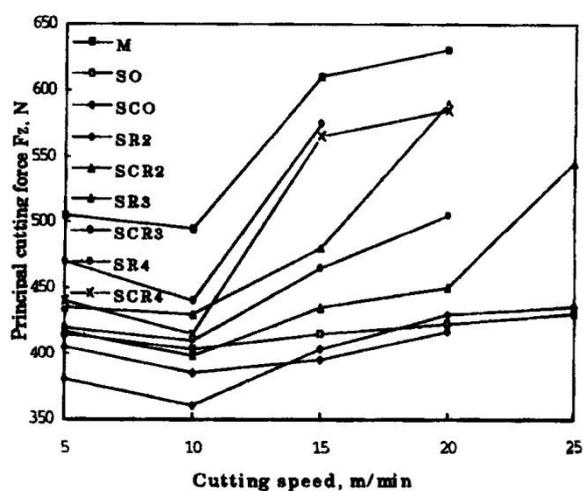


Figura 2. Efeito da composição química na força de corte do processo de torneamento de aços contendo diferentes teores de enxofre (Jian, et al., 1996)

Tabela 1 – Composição química dos aços testados na elaboração do gráfico da figura 2 (Jian, et al., 1996)

Code	C	Cr	Ni	Mn	Mo	V	Si	Al	P	S	Ca	RE
M	0.58	1.13	1.03	1.05	0.48	0.20	0.36	0.033	0.021	0.022		
SO	0.54	1.07	1.04	1.02	0.47	0.19	0.23	0.115	0.020	0.135		
SCO	0.57	0.98	1.04	0.98	0.48	0.21	0.46	0.022	0.019	0.086	0.0064	
SR2	0.56	0.94	1.16	1.05	0.50	0.22	0.22	0.040	0.009	0.102		0.049
SR3	0.55	0.98	1.01	0.98	0.46	0.24	0.48	0.061	0.020	0.115		0.081
SR4	0.59	0.96	1.06	1.05	0.48	0.24	0.47	0.096	0.009	0.058		0.120
SCR2	0.56	0.96	1.16	0.98	0.46	0.21	0.52	0.068	0.009	0.129	0.0035	0.045
SCR3	0.54	1.07	1.03	0.98	0.48	0.21	0.66	0.073	0.024	0.119	0.0024	0.130
SCR4	0.57	1.11	1.11	0.98	0.47	0.24	0.46	0.045	0.020	0.079	0.0039	0.120

1.4 Equações Constitutivas

Os processos de usinagem envolvem elevados esforços, deformações, taxas de deformação e aumento de temperatura na região onde ocorre o processo de corte, o que influencia no comportamento mecânico do material durante o processo de corte. Portanto, a relação entre as tensões e as deformações existentes em um processo de usinagem deve ser feita levando em conta as taxas de deformação e a temperatura.

A deformação, apresentada por um diagrama tensão-deformação, pode ser dividida em duas partes: uma zona elástica, na qual com a remoção do carregamento o corpo retorna à sua dimensão original, e uma zona plástica, na qual após a remoção do carregamento, tem-se uma deformação permanente residual. Conceitualmente, define-se o limite elástico como a tensão máxima para a qual o corpo ainda se encontra na região elástica. No regime elástico há uma relação de proporção entre as tensões e as deformações. Ela é conhecida como Lei de Hooke e, no caso de um corpo sujeito a tração na direção i , pode ser expressa por:

$$\sigma_x = E \cdot \epsilon_x$$

Nessa equação, σ_x e ϵ_x são, respectivamente, a tensão e a deformação na direção i . A constante de proporcionalidade E é conhecida como módulo de elasticidade e é uma propriedade mecânica do material. O limite de proporcionalidade é definido como a tensão máxima para a qual essa relação ainda é válida. Para aços, as tensões limites elásticas e de proporcionalidade são aproximadamente coincidentes e a Lei de Hooke é utilizada para toda a região elástica (Gere, 2003; Timoshenko, et al., 1994).

O comportamento do material na região plástica é mais complexo. Além de não ser linear, é também bastante influenciado pela taxa de deformação e pela temperatura. Estudos preliminares, relacionando o efeito da taxa de deformação sobre a força de corte durante o processo de usinagem e orientados dentro do Laboratório de Fenômenos de Superfície (LFS)

— EPUSP, foram realizados nessa área (Correa, et al., 2007; Saladarriaga, et al., 2008; Santos, et al., 2008). A taxa de deformação é definida como a variação da deformação com relação ao tempo e apresenta uma influência importante sobre a tensão limite de escoamento, a tensão limite de resistência, a ductilidade e o encruamento dos materiais. Além disso, a dependência entre a resistência à tração e a taxa de deformação aumenta com o aumento de temperatura (Dieter, 1981; Meyers, et al., 1999).

A caracterização mecânica estática e dinâmica de um material tem como propósito obter uma série de propriedades em condições onde a taxa de deformação tem um papel importante dentro de um determinado processo. A resposta mecânica dos materiais a altas taxas de deformação difere significativamente da resposta estática e daquela com taxas intermediárias. Os dados obtidos com a caracterização são utilizados para desenvolver as chamadas equações constitutivas dos materiais, que relacionam tensão e deformação. Algumas dessas equações estão relacionadas aos modelos de Johnson-Cook, Zerilli-Armstrong, Cowper-Simonds, Nemat-Nasser & Issacs, dentre outros, os quais tentam modelar o comportamento do material sob a ação de diferentes taxas de deformação, deformações e temperaturas (Santos, et al., 2008).

1.4.1 Modelo de comportamento plástico de Johnson-Cook

Uma das equações constitutivas mais utilizadas é a proposta por Johnson-Cook (Johnson, et al., 1985). O modelo de plasticidade de Johnson-Cook também é bastante utilizado para a análise de processos de usinagem (Anurag, et al., 2007; Guo, 2003; Shi, et al., 2004) e serve como base para o desenvolvimento de novos modelos (Guo, 2003).

Esse modelo relaciona as tensões com as deformações levando em conta o material, sua taxa de deformação e sua temperatura. As tensões, taxas de deformação plástica e deformações plásticas são utilizadas em suas formas equivalentes σ , $\dot{\varepsilon}$ e ε , respectivamente, e, considerando tensões principais σ_1 , σ_2 e σ_3 e taxas de deformação plástica principais $\dot{\varepsilon}_1$, $\dot{\varepsilon}_2$ e $\dot{\varepsilon}_3$, são dadas por:

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]}$$

$$\dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{9} \cdot [(\dot{\varepsilon}_1 - \dot{\varepsilon}_2)^2 + (\dot{\varepsilon}_1 - \dot{\varepsilon}_3)^2 + (\dot{\varepsilon}_2 - \dot{\varepsilon}_3)^2]}$$

$$\varepsilon = \sum \dot{\varepsilon} \cdot \Delta t$$

Assim, a equação constitutiva é:

$$\sigma = (A + B \cdot \varepsilon^n)(1 + C \cdot \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (1.5)$$

Nela, $\dot{\varepsilon}^*$ é a taxa de deformação plástica adimensional para $\dot{\varepsilon}_0 = 1,0s^{-1}$ e T^* é a temperatura homóloga. A , B , C , n e m são parâmetros do material e podem ser determinados experimentalmente.

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}$$

$$T^* = \frac{T - T_{amb}}{T_{fusão} - T_{amb}}$$

Nessas equações, $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação de referência, T é a temperatura referência, T_{amb} é a temperatura ambiente e $T_{fusão}$ é a temperatura de fusão do material.

1.4.2 Modelo de fratura de Johnson-Cook

Paralelamente aos modelos de plasticidade, existem modelos de fratura que também procuram relacionar o comportamento mecânico do material às suas propriedades, à sua taxa de deformação e à sua temperatura. Dentre esses, está o modelo de fratura de Johnson-Cook. Nesse modelo define-se o dano D_{JC} de um elemento como (Johnson, et al., 1985):

$$D_{JC} = \sum \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon^f}$$

Nessa equação, ε^f é a deformação equivalente de fratura, dadas as condições de taxa de deformação, de temperatura e de triaxialidade das tensões, e $\Delta \varepsilon$ é incremento da deformação plástica equivalente. A triaxialidade das tensões σ^* é definida como a razão entre a média das tensões normais aplicadas (σ_m) e a tensão equivalente de Von Mises definida anteriormente (σ). A fratura ocorrerá para $D = 1,0$.

$$\varepsilon^f = (D_1 + D_2 \cdot \exp(D_3 \cdot \sigma^*)) (1 + D_4 \cdot \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 + D_5 \cdot T^*) \quad (1.6)$$

$$\sigma^* = \frac{\sigma_m}{\sigma} = \frac{\left(\frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} \right)}{\sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]}}$$

As constantes D_1 , D_2 , D_3 , D_4 e D_5 dependem do material e podem ser determinadas experimentalmente. A utilização de modelos de fratura na análise de processos de usinagem é importante, pois durante o processo de corte, além da deformação plástica, é necessário se definir quando a falha do material ocorre.

1.5 Método dos Elementos Finitos

O método dos elementos finitos (MEF) é um método de análise numérica que procura obter uma solução aproximada para um problema de domínio contínuo, exista ou não uma solução analítica para ele. Ele parte da premissa que é possível interpretar qualquer região contínua como a união de um número finito de outras pequenas regiões, unidas por nós. A esse agrupamento de elementos finitos dá-se o nome de malha (Huebner, et al., 1982).

O processo consiste em se calcular as variáveis de campo de interesse apenas nos nós, e não para todos os infinitos pontos do domínio. Dentro de cada elemento, é suposto que essas variáveis se comportem de acordo com uma função mais simples, selecionada, chamada de função interpoladora (Huebner, et al., 1982).

A simulação utilizando o método dos elementos finitos tem sido muito utilizada para o entendimento de fenômenos e mecanismos, para a análise direta de variáveis de campo, como a temperatura (Norrie, 1973), e para avaliar o comportamento de materiais e estruturas. Isso se deve, principalmente, a ele ser normalmente mais rápido que outros métodos de análise, sejam eles analíticos, experimentais, ou até mesmo outros métodos numéricos, como o método das diferenças finitas. No caso da inexistência de solução analítica, ele costuma ser mais econômico e mais rápido que o conjunto de métodos experimentais necessários para a conclusão da análise. Esses métodos, apesar de menos eficientes, não deixam de ser necessários para a validação do modelo utilizado, podendo, porém, ser utilizados em um número reduzido de vezes.

No mercado existem diversos *softwares* que trabalham com análises baseadas no método dos elementos finitos. Entre eles encontram-se o ABAQUS, o ALGOR e o ANSYS.

2 MATERIAL E MÉTODOS

2.1 Material

O material estudado nesse trabalho é um aço carbono com composição base próxima à do aço ABNT 1150. A sua composição química nominal encontra-se na tabela 2 e as suas propriedades mecânicas estáticas encontram-se na tabela 3.

Tabela 2 – Composição química nominal do material estudado (% em massa)

%C	%Si	%Mn	%P	%S	%Cr	%Ni	%Mo
0,43 a 0,50	0,15 a 0,35	0,6 a 0,9	0,04 max.	0,1 max.	0,0 a 0,2	0,00 a 0,25	0,06

Tabela 3 – Propriedades mecânicas estáticas do material estudado¹

Propriedade mecânica	Valor
Tensão limite de escoamento	416,3 MPa
Tensão limite de resistência	730,9 MPa
Tensão de ruptura	826,3 MPa
Módulo de elasticidade	219,6 GPa
Máxima deformação	16,8%

¹ As propriedades mecânicas estáticas apresentadas na tabela 3 foram obtidas a partir de ensaios de tração realizados no Laboratório de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas – EPUSP.

2.1.1 Corpos-de-prova

Os corpos-de-prova utilizados nos ensaios de furação foram barras cilíndricas de aço e tinham, aproximadamente, 50 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento. Para facilitar sua fixação no dispositivo de avaliação de esforços de corte, os corpos-de-prova foram usinados antes dos ensaios. Outro aspecto importante foi a realização de pré-furos passantes de 4 mm de diâmetro, realizados para facilitar o processo de furação. O modelo numérico também foi desenvolvido baseado na existência de pré-furos. A figura 3 mostra alguns dos corpos-de-prova utilizados.

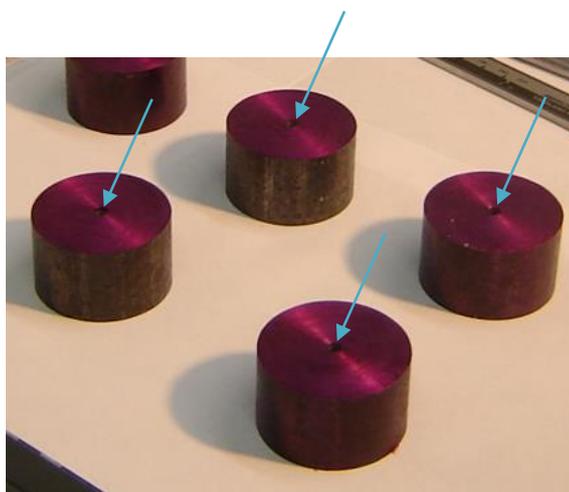


Figura 3. Corpos-de-prova, utilizados nos ensaios de furação, com os pré-furos de 4 mm indicados pelas setas

2.2 Ferramentas

As ferramentas utilizadas foram brocas helicoidais de aço rápido de 5 mm de diâmetro. Elas possuíam dois canais, guias, e afiação cônica. As ferramentas utilizadas eram

de tipos diferentes: recobertas com nitreto de titânio (TiN) ou sem recobrimento. As brocas utilizadas podem ser vistas na figura 4.

As ferramentas sem recobrimento foram fabricadas pela Dormer e possuíam designação EJ71 (DIN 338 RN). A proposta inicial também previa a utilização de brocas de aço rápido recobertas com TiN por deposição de filmes (PVD). Esse procedimento seria executado no Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da EPUSP. Entretanto, o adiamento dos ensaios preliminares de furação acabou por comprometer o encaminhamento do processo de recobrimento das brocas. Optou-se pelo uso de brocas comerciais, de modo a viabilizar essa parte do estudo, e foram adquiridas brocas comerciais recobertas com TiN. Essas foram fabricadas pela Twill e possuíam designação 26366 (DIN 338 W).



Figura 4. Brocas helicoidais sem (a esquerda) e com recobrimento de TiN (a direita, amarela).

2.3 Mini Torno-Fresadora

Os ensaios de furação foram realizados em um mini torno-fresadora modelo MMC-LM, fabricado pela empresa CNC (www.cncnet.com.br), com comando numérico MDSI e que pertence ao LFS. Esse equipamento pode ser visto nas figuras Figura 5 e 6 e suas principais especificações encontram-se resumidas na tabela 4.



Figura 5. Mini torno-fresadora CNC MMC-LM. Cabeçote da fresadora (indicado pela seta) e mesa



Figura 6. Mini torno-fresadora CNC MMC-LM. Cabeçote do torno e painel de controle

Tabela 4 – Principais especificações técnicas do mini torno-fresadora CNC MMC-LM

Parâmetro	Valor
Avanço rápido longitudinal	10000 mm/min
Avanço rápido transversal	10000 mm/min
Curso do carro longitudinal	230 mm
Curso do carro transversal	100 mm
Dimensão da mesa	250x295 mm ²
Potência do servo motor AC para o eixo longitudinal	0,4 kW
Potência do servo motor AC para o eixo transversal	0,4 kW
Potência do servo motor AC para o eixo vertical	0,4 kW
Potência do servo motor AC do cabeçote da fresadora	0,4 kW

2.4 Dispositivo para Medição de Esforços de Corte na Furação

Para a avaliação das forças de corte durante o processo de furação foi utilizado um dispositivo desenvolvido no LFS por (Pinto Filho, et al., 2006; 2007). Ele consiste em uma

base de alumínio, na qual o corpo-de-prova é fixado, e possui quatro extensômetros fixados na sua superfície lateral.

Os extensômetros estão posicionados a ângulos de 45° , alternadamente positivos e negativos, em relação ao eixo vertical para que suas dilatações térmicas, supostas iguais, sejam canceladas. Assim, é possível avaliar a deformação elástica do dispositivo durante o processo e, a partir daí, a tensão atuante nos extensômetros. O dispositivo foi calibrado com um torquímetro manual segundo a curva de calibração da figura 7 e funciona conectado a um sistema de aquisição LYNX ADS2000 (www.lynxtec.com.br) do LFS. Os *softwares* de aquisição de dados utilizados foram o AqDados e o AqAnalysis.

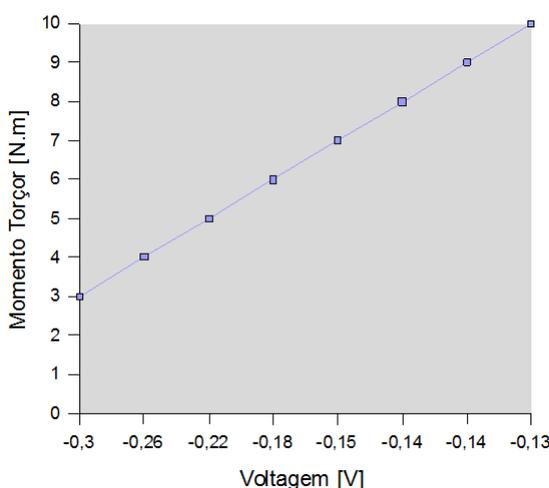


Figura 7. Curva de calibração do dispositivo utilizado para a medição do momento torçor, associado à força de corte, durante o processo de furação (Pinto Filho, et al., 2007)

Os corpos-de-prova foram fixados ao dispositivo por parafusos com o auxílio de um anel de aço inoxidável, que tinha por função o aumento da uniformidade das tensões no dispositivo e da rigidez do sistema.

O dispositivo deveria ser capaz de determinar, a partir da deformação nos extensômetros, a magnitude do momento torçor aplicado durante os ensaios. A força de

avanço, entretanto, não é avaliada por esse dispositivo. As figuras 8 e 9 mostram o dispositivo, com um corpo-de-prova, pronto para um ensaio.

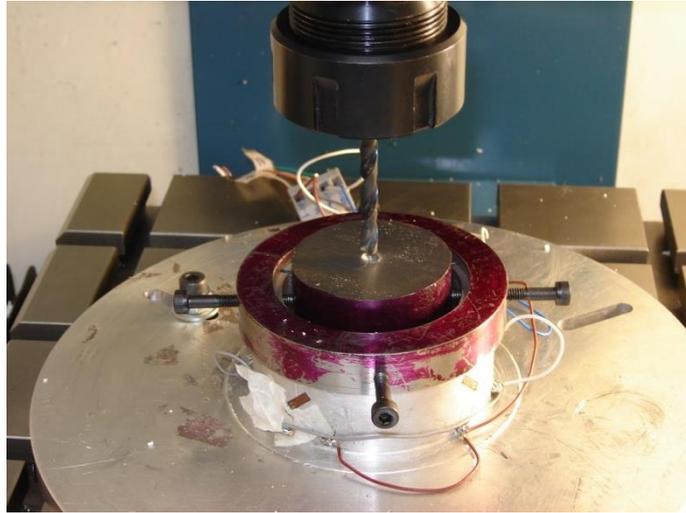


Figura 8. Dispositivo montado, com corpo-de-prova, para a realização de um ensaio de furação



Figura 9. Detalhe de extensômetro a 45° no dispositivo para avaliação do momento torçor

2.5 Microscopia

Foram utilizados os recursos de microscopia óptica e estereoscópica do LFS. A microestrutura do material foi observada com o microscópio óptico Olympus após preparação metalográfica que consistiu em lixamento, polimento e ataque com reagente Nital 3%. O raio da aresta de corte principal da broca, fator bastante importante para as simulações, também foi observado e quantificado, com o auxílio de microscopia estereoscópica e do *software* Leica Qwin. Após os ensaios, as brocas utilizadas foram observadas com o mesmo equipamento para uma avaliação qualitativa do desgaste.

2.6 Recursos Computacionais

Para a realização das simulações estavam disponíveis 1 máquina, com 2 núcleos e 2 gigabytes de *random access memory* (RAM), e 8 núcleos e 6 gigabytes de RAM de um *cluster* do LFS.

2.7 Procedimento Experimental

2.7.1 Dificuldades encontradas na parte experimental

Foram encontradas algumas dificuldades na realização dos ensaios. Elas eram relacionadas ao dispositivo responsável pela avaliação dos esforços de corte durante a furação e ao mini torno-fresadora utilizado.

A primeira dificuldade consistiu em um problema de rigidez do sistema original de fixação dos corpos-de-prova no dispositivo de medição de esforços de corte (Pinto Filho, et al., 2006). O sinal adquirido do momento torçor oscilava muito, era ora negativo, ora positivo, e não se observava compatibilidade entre os dados de mais de um ensaio, para um mesmo material e uma mesma condição de corte. Assim, não era possível avaliar os esforços de corte e realizar os ensaios preliminares previstos utilizando esse dispositivo.

Para corrigir o problema, esse dispositivo foi modificado (Pinto Filho, et al., 2007). O antigo sistema de fixação dos corpos-de-prova, feito com a colocação de chapas de aço em ranhuras do corpo-de-prova e em rasgos da base do dispositivo, agindo como chavetas, foi substituído pelo sistema descrito na seção 2.4. Os rasgos do dispositivo original podem ser vistos na figura 10.

A segunda dificuldade encontrada foi de caráter dimensional: o dispositivo não era compatível com o reduzido limite de curso vertical do mini torno-fresadora utilizado e foi necessária a alteração das suas dimensões. Entretanto, nesse processo, os extensômetros foram danificados e todas as conexões tiveram que ser refeitas. Após a realização das modificações necessárias e a recolocação dos extensômetros, o dispositivo foi novamente calibrado com um torquímetro manual.

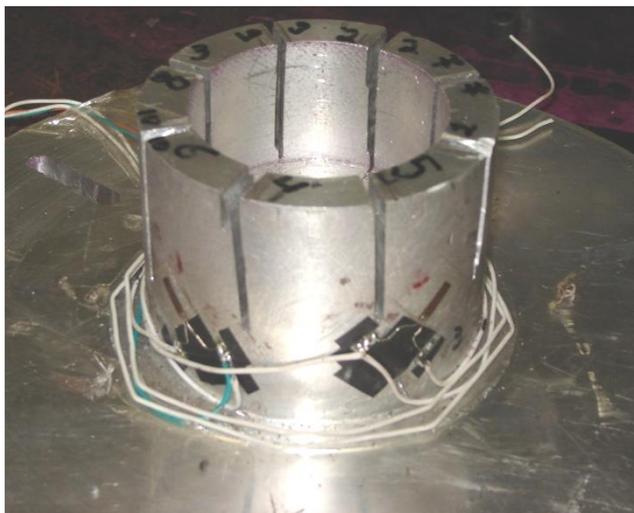


Figura 10. Dispositivo para medição dos esforços de corte antes da modificação do sistema de fixação dos corpos-de-prova

Uma terceira dificuldade foi encontrada quando o dispositivo foi montado no mini torno-fresadora para a realização dos ensaios preliminares. Muito ruído nos sinais era observado e antes do início do ensaio as leituras dos extensômetros já chegavam à saturação. Após uma verificação dos extensômetros, das soldas e dos conectores, concluiu-se que o problema consistia na falta de isolamento entre a base do dispositivo e a mesa do mini torno-fresadora. Uma camada isolante foi introduzida para eliminar o ruído nos sinais de torque adquiridos. A figura 11 mostra o conjunto montado para a realização de ensaios.



Figura 11. Dispositivo para medição de esforços de corte durante a furação montado no mini torno-fresadora CNC

Outra dificuldade encontrada surgiu durante a realização dos ensaios preliminares e estava relacionada, como será discutido na seção 2.7.2, com a baixa potência do mini torno-fresadora utilizado. Embora os corpos-de-prova apresentassem um pré-furo de 4 mm, em baixas rotações o equipamento não apresentava desempenho adequado. Por isso, fez-se a opção de minimizar o número de condições de corte.

2.7.2 Ensaios preliminares

O objetivo dos ensaios preliminares foi determinar os parâmetros de ensaio em função da potência do mini torno-fresadora CNC. Eles consistiram numa série de ensaios de furação realizados em diferentes velocidades de corte e com avanços selecionados em diferentes faixas.

O procedimento experimental consistiu na realização de furos de 5 mm de diâmetro e 10 mm de profundidade coaxialmente a pré-furos de 4 mm de diâmetro. Os furos foram feitos no centro do corpo-de-prova para a correta avaliação do momento torçor pelo dispositivo mencionado. Nesses ensaios, foram utilizadas as brocas de aço rápido sem recobrimento.

Durante a realização dos ensaios foi observada que a potência do mini torno-fresadora era um fator decisivo. De fato, por ser baixa, foram utilizados pequenos avanços e altas rotações. Isso limitou a realização de ensaios com velocidades de corte em faixas distintas.

A partir da melhor condição de funcionamento do equipamento, definiu-se um avanço de 0,01 mm/s (forma de unidade compatível com a programação do equipamento CNC) e uma rotação de 1500 rpm.

2.7.3 Ensaio e observação do desgaste das ferramentas

A partir da definição da rotação da broca e do avanço empregado com os ensaios preliminares, outros ensaios foram realizados nessas condições para a obtenção de mais conjuntos de dados da força de corte, com variações do revestimento e da condição de desgaste da broca.

Foram realizados, ao todo, seis ensaios com aquisição de dados. Três ensaios foram feitos com uma mesma broca de aço rápido sem revestimento, inicialmente nova. Outros três ensaios foram realizados de maneira semelhante, mas com uma broca de aço rápido revestida com TiN. Para cada ensaio, utilizando o *software* AqAnalysis, foram calculados o torque médio e o seu desvio padrão e foi gerado o gráfico do sinal adquirido para o torque em função do tempo.

A proposta inicial previa a realização de vários furos nos corpos-de-prova para que as brocas fossem mais desgastadas e para que esse desgaste fosse analisado quantitativamente. Entretanto, o desgaste das brocas já podia ser observado a olho nu após a primeira etapa de furação, não sendo necessária a realização de outros furos. O desgaste das brocas também foi observado com os recursos de microscopia do LFS.

2.8 Estimativa do Momento Torçor

Foram descritos, na revisão bibliográfica, dois métodos baseados em relações empíricas para se estimar o momento torçor no processo de furação. Esses métodos foram adaptados para o processo estudado de furação com a existência de pré-furo.

Assim, a taxa de material removido em função do diâmetro do furo foi alterada para uma taxa de material removido em função dos diâmetros do pré-furo e do furo (MRR_{D_e, D_i}). Para o processo de usinagem de um furo de diâmetro D_e com um pré-furo de diâmetro D_i , tem-se:

$$MRR_{D_e, D_i} = \frac{\pi}{4} \cdot (D_e^2 - D_i^2) \cdot f \cdot N \quad (2.1)$$

Nessa equação, f é o avanço utilizado e N é a rotação da broca.

As equações (2.1), (1.2), e (1.3), em conjunto com os valores típicos de energia mecânica específica de corte para aços apresentados na seção 1.1.1, foram utilizadas para uma estimativa do momento torçor.

A fórmula de Kienzle também foi utilizada para a estimativa do momento torçor. Para a sua adaptação à furação com a existência de pré-furos, o comprimento de corte ficou:

$$b = \frac{D_e - D_i}{2 \cdot \text{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)}$$

Dessa maneira, a força de corte e o momento torçor associado a ela puderam ser avaliados com o uso das equações:

$$F_c = \frac{D_e - D_i}{2 \cdot \text{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)} \cdot \left[\frac{f}{2} \cdot \text{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right) \right]^{1-m_c} \cdot k_{c1.1}$$

$$M_c = \frac{D_e + D_i}{2} \cdot F_c = \frac{D_e + D_i}{2} \cdot \frac{D_e - D_i}{2 \cdot \text{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right)} \cdot \left[\frac{f}{2} \cdot \text{sen}\left(\frac{\sigma}{2}\right) \right]^{1-m_c} \cdot k_{c1.1}$$

Os valores das constantes $k_{c1.1}$ e $(1 - m_c)$ foram aproximados para os valores disponíveis na literatura de um aço similar, em termos de composição química, ao ABNT 1150. Os dados utilizados foram os obtidos para o aço para construção mecânica DIN St 60.11, no processo de torneamento, com velocidades de corte entre 90 m/min e 125 m/min, e com ferramenta de metal duro e ângulo de saída de 6° (Ferraresi, 1977). Para esse material e nessas condições, $(1 - m_c)$ e $k_{c1.1}$ valem, respectivamente, 0,83 e 211 (para forças em kgf).

Esses dados foram ajustados, de forma simplificada, no que diz respeito à velocidade de corte, ao material e ao ângulo de saída da ferramenta. Para a usinagem com ferramentas de aço rápido e velocidade de corte entre 10 m/min e 30 m/min, o valor médio de $k_{c1.1}$ pode ser de 5% a 30% maior que o valor para a usinagem com ferramentas de metal duro e velocidades de corte entre 90 m/min e 125 m/min. Com relação à influência do ângulo de saída, a cada diminuição ou aumento de 1° do ângulo de saída, deve-se aumentar ou diminuir em 1% ou 2% o valor de $k_{c1.1}$ (Ferraresi, 1977). Para a furação do aço DIN St 60.11 com brocas helicoidais de aço rápido com ângulos de saída de aproximadamente 30° e velocidades de corte entre 5 e 25 m/min, a constante $k_{c1.1}$ corrigida vale 1522 (para forças em kgf), na qual m_c vale 0,17.

2.9 Análise Numérica

Para a análise numérica do processo de furação foi aplicado o método explícito dos elementos finitos em um modelo simplificado do processo. Um dos softwares utilizados para esse fim e uma ferramenta que tem mostrado bons resultados, o ABAQUS, versão 6.7, já possui algoritmos para a equação constitutiva e para o modelo de fratura de Johnson-Cook.

Assim, para utilizá-los, é necessário especificar os algoritmos desejados e inserir os parâmetros das equações (1.5) e (1.6) no *software*.

É preciso, também, determinar a maneira como a falha irá ocorrer. O dano de um elemento, no software, é definido como a remoção da sua rigidez. Essa perda de rigidez pode ocorrer de forma súbita, quando o dano D_{JC} se igualar a 1, ou de forma gradual desde $D_{JC} = 0$ até $D_{JC} = 1$ (Systèmes, 2007).

O ABAQUS possui vários modelos para a perda de rigidez gradual durante a evolução do dano de um elemento. Um deles consiste na definição da energia por unidade de área que será dissipada durante o processo de fratura. Outro consiste na definição da deformação para a qual a rigidez do elemento será nula (Systèmes, 2007). Os dois parâmetros podem ser obtidos de curvas de tensão-deformação.

2.9.1 Hipóteses simplificadoras

Escolheu-se representar o processo de furação por um modelo bidimensional, de forma a reduzir a complexidade da malha representativa do corpo-de-prova, dos algoritmos envolvidos na simulação e, por conseqüência, o tempo de simulação. Encontrou-se na literatura (Li, et al., 2007) um modelo no qual a aresta de corte principal era dividida em pequenos trechos para os quais o processo de corte era aproximado por um processo de corte ortogonal. Utilizando-se a mesma idéia, foi criado um modelo que procurava representar a usinagem de um furo com a existência de um pré-furo por um processo equivalente ao do corte ortogonal.

Assumiu-se que para uma diferença entre diâmetros do furo e do pré-furo de 1 mm, as deformações poderiam ser consideradas como independentes do raio e, no modelo

bidimensional adotado, o material estaria sujeito a um estado plano de deformações. Isso foi feito utilizando como base os métodos e resultados do modelo encontrado na literatura (Li, et al., 2007). A figura 12 mostra um elemento sujeito a um estado plano de deformações. Nela, ϵ_x e ϵ_y são as deformações nas direções i e j , respectivamente, e γ_{xy} é a distorção do elemento no plano ortogonal à direção k .

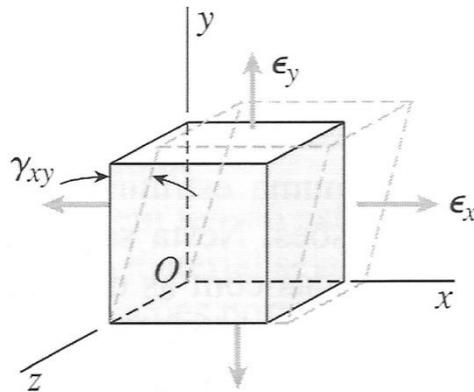


Figura 12. Elemento sujeito a um estado plano de deformações (Gere, 2003)

A rigidez da ferramenta, por ser muito maior que a rigidez do material cortado, foi aproximada por infinita. Assim, foi utilizada a hipótese de ferramenta rígida, simplificando sua definição e modelagem geométrica. Isso também foi bastante importante na redução do tempo de simulação, pois quando se tentou usar uma ferramenta deformável e discretizada, a complexidade da definição e da solução do contato entre os elementos do corpo-de-prova e da ferramenta foi grande, prejudicando a convergência da simulação.

2.9.2 Revisão das simulações realizadas na primeira etapa do projeto

Nas primeiras simulações realizadas, o material foi dotado apenas de comportamento elástico, e era comprimido pela ferramenta. Essas análises não tinham por objetivo a geração de resultados e apenas eram avaliações preliminares do *software* ABAQUS. Posteriormente, o comportamento plástico foi introduzido nas simulações. As simulações inicialmente eram feitas supondo materiais perfeitamente plásticos, propriedades constantes, e sem a falha de elementos.

Após a primeira fase de simulações, passou-se a procurar modelos de plasticidade que fossem mais adequados ao processo de furação. Para isso, eles deveriam incluir a influência da taxa de deformação e da temperatura. Também era necessária a inclusão de um modelo de fratura. Dentre os modelos que satisfaziam essa condição, e para os quais já existiam algoritmos no ABAQUS, foram escolhidos os modelos de plasticidade e de fratura de Johnson-Cook. Sua escolha foi feita devido ao seu grande uso na representação de processos de usinagem, como mencionado na seção 1.4.

Como os parâmetros dos modelos de Johnson-Cook para o aço ABNT 1150 não foram encontrados na literatura, e como as simulações tinham um caráter preliminar, as propriedades utilizadas para o material do corpo-de-prova das simulações foram inicialmente aproximadas pelas do aço ABNT 4340 (Johnson, et al., 1985). O objetivo dessas simulações era avaliar qualitativamente os resultados e isso seria possível mesmo sem a utilização de parâmetros do material estudado. Como descrito anteriormente, também era necessária a escolha de um modelo de fratura. Na escolha dos modelos de como seria a perda de rigidez dos elementos, optou-se inicialmente pelo modelo que definisse a energia que seria dissipada no processo de falha. Essa energia foi estimada a partir de curvas de tensão-deformação do aço ABNT 4340

(Johnson, et al., 1985; Systèmes, 2007). As propriedades mecânicas utilizadas podem ser vistas na tabela 5.

A ferramenta foi definida por uma superfície analítica composta por três partes: uma superfície de saída a um ângulo de 30° do eixo vertical, uma superfície de folga a um ângulo de 60° do eixo vertical e o arco de arredondamento da aresta de corte que tangenciava essas duas superfícies. Tanto a superfície de saída como a de folga foram consideradas retas devido à pequena dimensão considerada e para a simplificação das simulações.

Tabela 5 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 4340 utilizadas nas simulações da primeira etapa do projeto (Johnson, et al., 1985)

Parâmetro	Valor	
Densidade	7,830	kg/m ³
<i>Regime elástico</i>		
Módulo de elasticidade	200	GPa
Coefficiente de Poisson	0,29	
<i>Regime plástico – Johnson-Cook</i>		
<i>A</i>	792	MPa
<i>B</i>	510	MPa
<i>n</i>	0,26	
<i>m</i>	1,03	
Temperatura de fusão	2066	K
Temperatura de transição	1973	K
<i>C</i>	0,05	
$\dot{\epsilon}_0$	1	
<i>D</i> ₁	0,05	
<i>D</i> ₂	3,44	
<i>D</i> ₃	-2,12	
<i>D</i> ₄	0,002	
<i>D</i> ₅	0,61	
<i>G</i> _f	1000	J/m

Para as simulações, o corpo-de-prova, ou a malha representativa do corpo-de-prova, foi definido como um retângulo de 15 mm de comprimento por 5 mm de altura (bidimensional, como descrito anteriormente). Os deslocamentos horizontais da superfície lateral do corpo mais distante da ferramenta e os deslocamentos verticais da superfície inferior do corpo eram impedidos. Todavia, isso foi feito com o cuidado de se evitar a interferência das condições de contorno na distribuição de tensões próximas ao ponto de contato.

As malhas do corpo-de-prova, feitas de elementos quadrangulares, eram estruturadas, e, em alguns casos, auto-adaptadoras (*adaptive meshing*). O uso de malhas auto-adaptadoras foi posteriormente abandonado, pois com a remoção de elementos, o refinamento automático da malha deixava de ser eficaz, ainda que continuasse a deixar as simulações mais lentas. As malhas não auto-adaptadoras foram refinadas ao longo do caminho da ferramenta. Isso foi necessário devido ao pequeno, mas importante, raio de arredondamento da aresta de corte da ferramenta.

Utilizando esse modelo, várias simulações foram realizadas. As malhas foram refinadas de várias maneiras, sempre procurando garantir um bom número de elementos no contato entre a ferramenta e o corpo-de-prova. Novamente, o custo computacional foi considerado: ao se diminuir o tamanho dos elementos da malha, as análises tornavam-se muito demoradas. Como as simulações realizadas eram preliminares, e suas análises, de caráter qualitativo, o número de elementos foi mantido tal que um grande número de simulações pudesse ser realizado.

Resultados não consistentes foram obtidos com malhas com 12500 elementos de comprimento constante e altura variável. Melhores resultados foram obtidos com malhas de 75000 elementos de comprimento constante e altura variável, mas, em contrapartida, o tempo de simulação passou a ser alto demais para o caráter preliminar dessas simulações (quatro dias de simulação para a obtenção de resultados, consistentes ou não).

Resultados aceitáveis foram obtidos com malhas de 12500 elementos de comprimento e altura variáveis. A altura de seus elementos variava de 6,5 μm , no percurso da ferramenta, a 740 μm , na superfície inferior. Já o comprimento variava de 18 μm , no contato inicial entre a ferramenta e corpo-de-prova, a aproximadamente 85 μm no fim do percurso da ferramenta. Essas malhas podem ser vistas nas figuras 13 e 14.

No início da simulação, a aresta de corte da ferramenta encontrava-se tangenciando a superfície lateral do corpo-de-prova a uma profundidade de corte equivalente ao avanço por revolução. Para facilitar a definição do caminho da ferramenta pelo material, procedimento essencial para o refino da malha, todo o modelo foi deslocado angularmente do arco tangente da razão entre o avanço e a velocidade de corte. Assim, como mostrado na figura 15, o percurso da ferramenta durante a simulação seria apenas horizontal e, com isso, o refino da malha seria bastante simplificado. Devido a essa rotação, a velocidade da ferramenta na simulação $v_{simulação}$ era dada pela resultante entre a velocidade de corte e o avanço. A velocidade de corte era calculada como a velocidade tangencial da extremidade da aresta de corte principal da ferramenta:

$$v_c = \omega \cdot \frac{d}{2} = 2 \cdot \pi \cdot \frac{N}{60} \cdot \frac{d}{2} \quad (2.2)$$

Nessa equação, v_c é a velocidade de corte, ω é a velocidade angular da ferramenta, e d é seu diâmetro. Os deslocamentos verticais e angulares da ferramenta eram impedidos.

A interação entre as duas superfícies foi modelada com um coeficiente de atrito de atrito estimado em 0,3.

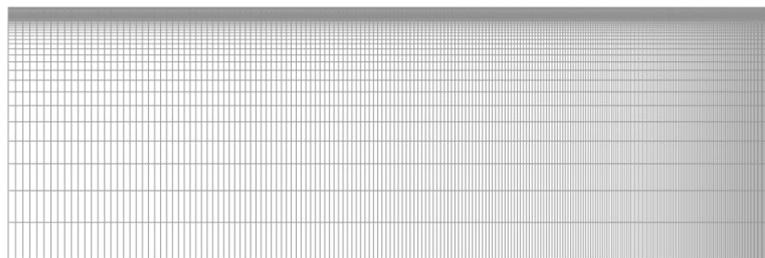


Figura 13. Malha utilizada nas simulações preliminares: 12500 elementos de altura e largura variável

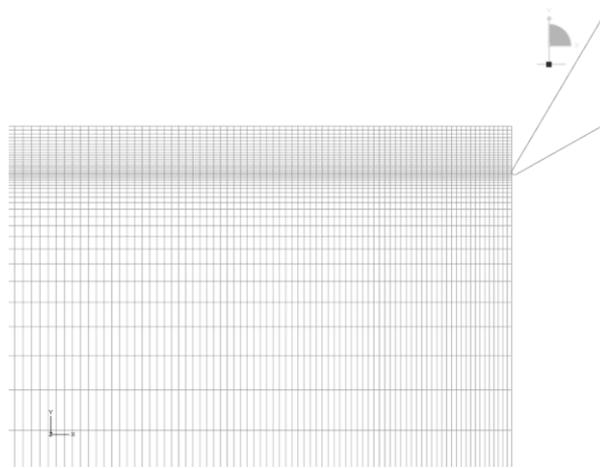


Figura 14. Malha utilizada nas simulações preliminares: 12500 elementos de altura e largura variável. Detalhe do seu refino ao longo do percurso da ferramenta

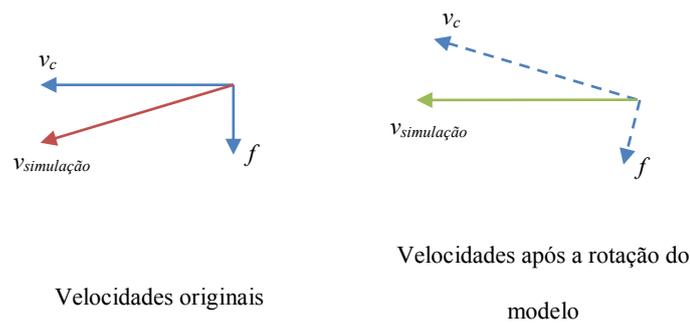


Figura 15. Esquema das direções das velocidades durante a rotação do modelo

2.9.3 Condições de contorno da ferramenta no novo modelo

Em relação ao modelo desenvolvido na primeira etapa do trabalho, a ferramenta continuou a ser definida por uma superfície analítica composta por dois segmentos de retas, deslocados de 30° e de 60° do eixo vertical, unidos por um arco do raio medido de arredondamento da aresta de corte que os tangencia. Entretanto, suas condições de contorno

foram alteradas em relação ao modelo anterior, pois se procurou aumentar as velocidades de corte.

A proposta inicial era se usar as condições de corte definidas com os ensaios preliminares. Entretanto, o avanço dos ensaios era de 0,01 mm/s e equivalente a 0,4 $\mu\text{m/volta}$, muito inferior ao raio de arredondamento da aresta de corte da ferramenta de 12 μm e, assim, o processo se assemelhava a um processo de riscamento.

Conseqüentemente, o avanço definido para as simulações foi de 0,1 mm/volta, de acordo com valores típicos encontrados na literatura (Kao, et al., 2006). Duas rotações da broca foram definidas sendo, a primeira, a mesma definida nos ensaios preliminares, de 1500 rpm e a segunda, um terço da primeira, de 500 rpm. Elas eram equivalentes a velocidades de corte de, respectivamente, 23,6 m/min e 7,8 m/min.

2.9.4 Corpo-de-prova idealizado para simulação, propriedades e condições de contorno no novo modelo

O corpo-de-prova idealizado para a simulação era bi-dimensional, retangular e possuía 23,6 mm de comprimento por 2 mm de altura. As propriedades do material que foram consideradas em toda a sua extensão podem ser vistas na tabela 6. A tabela 7 apresenta as propriedades de dano, utilizando o modelo Johnson-Cook, que foram aplicadas apenas às regiões em contato com a ferramenta.

Para esse trabalho, não foram obtidos dados específicos para o aço estudado na literatura e, conseqüentemente, as propriedades mecânicas empregadas do modelo de plasticidade de Johnson-Cook foram aproximadas pelas obtidas na literatura para o aço ABNT 1045 (Özel, et al., 2007). As propriedades de dano do modelo de Johnson-Cook

também não foram encontradas na literatura para o material estudado. Elas também não foram encontradas para nenhum material similar ao material estudado. A obtenção desses dados é trabalhosa, sendo necessários vários ensaios mecânicos em condições diferentes, o que explica a escassez de dados na literatura. Como aproximação, foram então utilizadas as mesmas propriedades aplicadas às simulações preliminares, do aço ABNT 4340, com uma modificação: a constante D_1 foi ajustada, de forma aproximada, para o aço ABNT 1045. Com isso, esperava-se que o comportamento do material ficasse mais próximo do aço utilizado, exceto pelas influências da triaxialidade, da taxa de deformação e da temperatura.

O método de evolução do dano, ou de perda de rigidez dos elementos, discutido anteriormente, foi definido em função da deformação de fratura aproximada pela do aço ABNT 1045. A deformação de fratura foi escolhida, no lugar da energia dissipada no processo de fratura, por ser de mais simples determinação.

Tabela 6 – Propriedades mecânicas gerais do corpo-de-prova utilizadas nas novas simulações (Özel, et al., 2007)

Variável	Valor
Densidade (ρ)	7833 kg/m ³
Módulo de elasticidade (E)	200 x 10 ⁹ Pa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,29
<i>Modelo de plasticidade Johnson-Cook</i>	
A	732 x 10 ⁶ Pa
B	520 x 10 ⁶ Pa
n	0,3241
m	0,94054
C	0,00571
$\dot{\epsilon}_0$	1

Tabela 7 – Propriedades de dano do modelo de Johnson-Cook² utilizadas nas novas simulações (Johnson, et al., 1985)

Variável	Valor
<i>Critério para o início do dano</i>	
D_1	0,18
D_2	3,44
D_3	-2,12
D_4	0,002
D_5	0,61
$\dot{\epsilon}_0$	1
<i>Evolução do dano</i>	
Tipo	Deslocamento
Formato	Linear
Deformação de fratura	0,21

O corpo-de-prova foi mantido fixo pelo impedimento de deslocamentos verticais ao longo da sua superfície inferior e de deslocamentos horizontais ao longo das suas superfícies laterais.

2.9.5 Interação entre o corpo-de-prova idealizado e a ferramenta nas novas simulações

Várias novas superfícies seriam criadas ao longo da simulação. Portanto, dada a impossibilidade de se definir interações entre superfícies ainda não existentes no início da simulação, as definições de contato deveriam ser feitas em relação a conjuntos de nós (*node regions*) (SystèmeS, 2007).

² Os valores da constante D_1 e da deformação de fratura apresentados na tabela 7 foram obtidos da análise de ensaios de tração realizados no Laboratório de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas.

Assim, a interação entre o corpo-de-prova idealizado para as simulações e a ferramenta foi definida entre a superfície analítica da ferramenta e os nós da região de elementos que entraria em contato com ela ao longo do processo. Um coeficiente de atrito estimado de 0,3 foi utilizado nessa interação.

A definição de contato de elementos do corpo-de-prova idealizado entre si, também conhecida como *self-contact*, não pôde ser realizada por limitações do *software*. Para simulações bidimensionais, a função *Self-contact*, que implementaria esse tipo de interação, não aceita definições de conjuntos de nós, apenas definições de superfícies. Outra função que poderia implementar esse *self-contact* entre nós, a *General Contact*, não está disponível para análises bidimensionais. Como, com os recursos computacionais disponíveis, um modelo tridimensional seria inviável, devido à necessidade de um alto refino de malha, não foi definido nenhum tipo de *self-contact*. Portanto, elementos poderiam eventualmente se sobrepor. Isso já tinha sido observado, para velocidades de corte mais baixas, durante a formação do cavaco nas simulações preliminares.

2.9.6 Malha do corpo-de-prova idealizado no novo modelo

A malha foi alterada várias vezes, em relação ao modelo da etapa anterior, tendo em vista uma malha mais refinada que permitisse uma melhor análise do processo. Com o mesmo objetivo, criou-se uma faixa de elementos quadrados próximos ao caminho da ferramenta a fim de se evitar a influência das proporções do elemento nos cálculos do dano no ABAQUS (Systemes, 2007).

Algumas malhas testadas podem ser vistas na figura 16. A malha final pode ser vista completa na figura 17 e, em detalhes, nas figuras 18 e 19. Ela é composta por 104332

elementos cujos lados variam de 1500 μm , na superfície inferior do corpo-de-prova idealizado para a simulação, a 3 μm , na região próxima ao percurso da ferramenta. As propriedades do material e dos elementos da malha podem ser divididas em cinco regiões:

- 1 Região onde não há influência direta da ferramenta durante o processo de simulação do corte, onde as propriedades de dano não estão definidas para o material e onde os elementos são quadrangulares e a malha é estruturada. Os elementos são do tipo *estado plano de deformação*, de primeira ordem e sua remoção da malha não está habilitada. Essa região é realçada em violeta na figura 17.
- 2 Região inferior ao percurso da ferramenta, onde as propriedades de dano também não estão definidas para o material, com elementos principalmente quadrangulares (mas elementos triangulares também estão presentes) e malha livre. Os elementos são do tipo *estado plano de deformação*, de primeira ordem e sua remoção da malha não está habilitada. Essa região é realçada em verde na figura 19.
- 3 Região em contato com a extremidade da ferramenta e situada abaixo do seu percurso, onde as propriedades de dano passam a estar definidas para o material e onde os elementos são principalmente quadrangulares (mas elementos triangulares também estão presentes) e malha livre. Os elementos são do tipo *estado plano de deformação*, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada. Essa região é realçada em vermelho na figura 19.
- 4 Região em contato com a extremidade da ferramenta e situada imediatamente acima do seu percurso, onde as propriedades de dano estão definidas para o material e onde

os elementos são apenas quadrangulares e a malha é estruturada. Os elementos são do tipo *estado plano de deformação*, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada. Essa região é realçada em amarelo na figura 19.

- 5 Região em contato apenas com a superfície de saída da ferramenta, onde as propriedades de dano estão definidas para o material e onde os elementos são apenas quadrangulares e a malha é livre. Os elementos são do tipo *estado plano de deformação*, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada. Essa região é realçada em azul na figura 19.

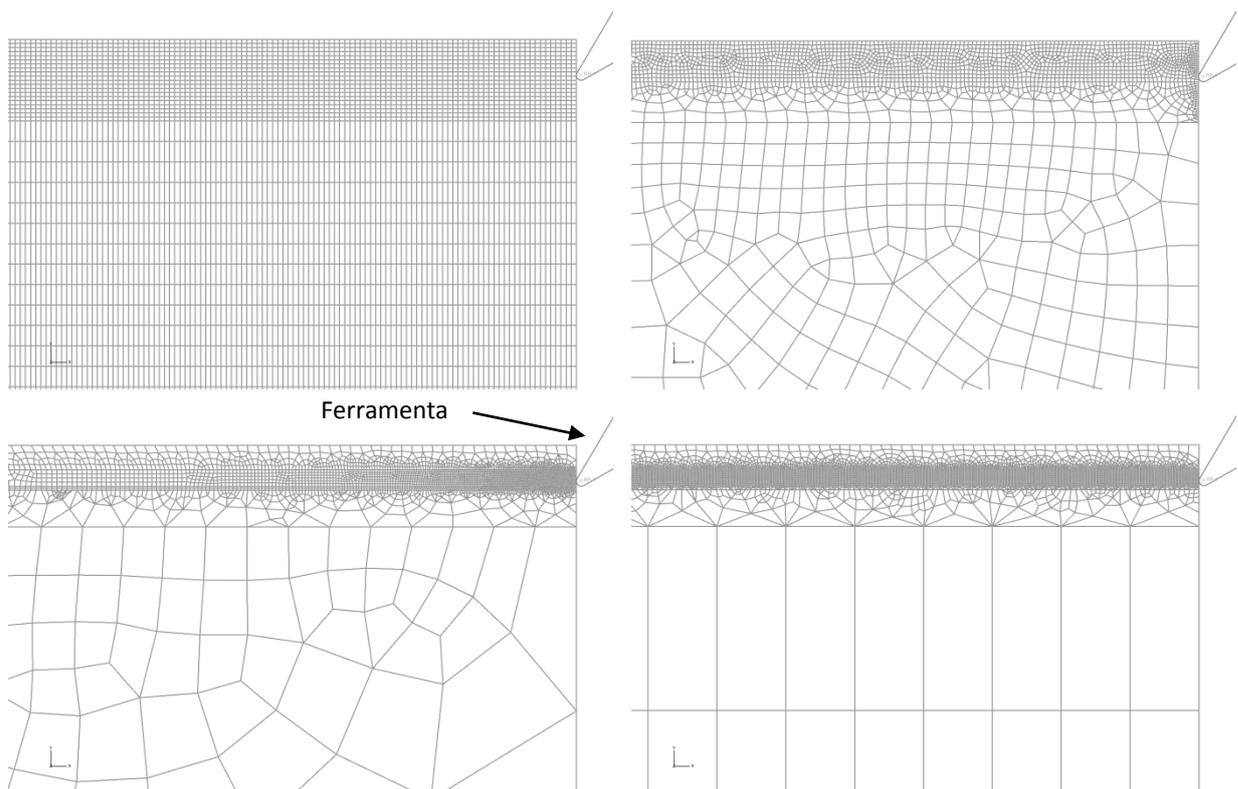


Figura 16. Malhas utilizadas em testes para aprimoramento do modelo. Observa-se um refino da malha na região em contato com a ferramenta

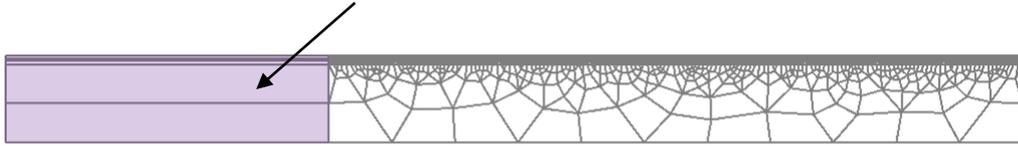


Figura 17. Malha final completa utilizada no trabalho. A região que não sofre influência direta da ferramenta durante o processo de corte é indicada pela seta

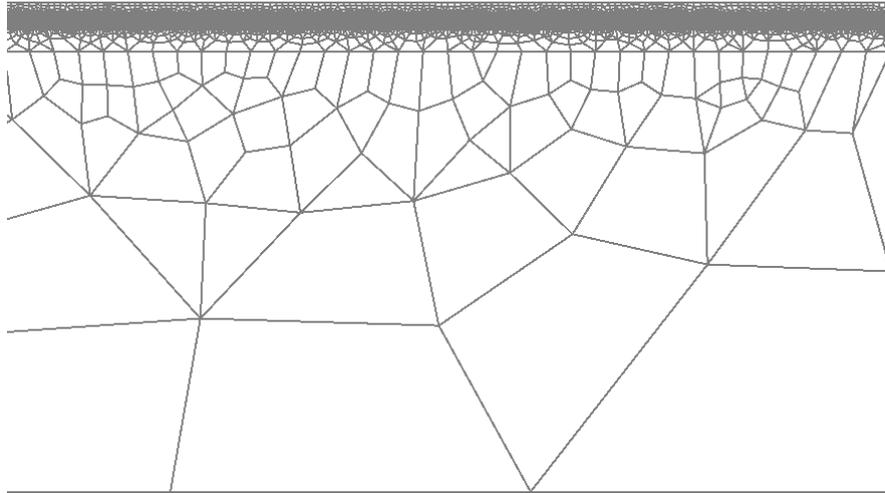


Figura 18. Malha final (figura 17) em detalhe

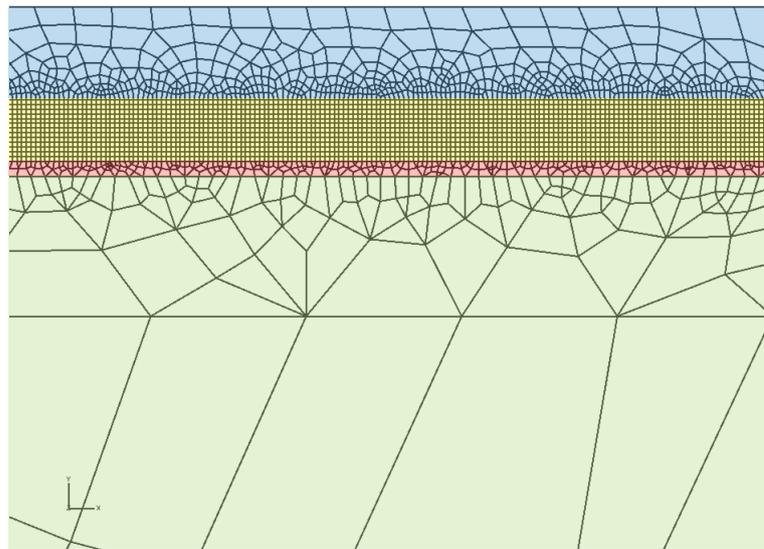


Figura 19. Região mais refinada da malha final (figura 17) em detalhe. A região realçada em verde é a região inferior ao percurso da ferramenta, onde os elementos são do tipo estado plano de deformação, de primeira ordem e sua remoção da malha não está habilitada. A região realçada em vermelho é a região em contato com a extremidade da ferramenta e situada abaixo do seu percurso, onde as propriedades de dano passam a estar definidas para o material e onde os elementos são principalmente quadrangulares. Nela, os elementos são do tipo estado plano de deformação, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada. A região realçada em amarelo é a região em contato com a extremidade da ferramenta e situada imediatamente acima do seu percurso, onde as propriedades de dano estão definidas para o material e onde os elementos são apenas quadrangulares e a malha é estruturada. Nessa região, os elementos são do tipo estado plano de deformação, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada. A região realçada em azul é a região em contato apenas com a superfície de saída da ferramenta, onde as propriedades de dano estão definidas para o material e onde os elementos são apenas quadrangulares e a malha é livre. Os elementos são do tipo estado plano de deformação, de segunda ordem e sua remoção da malha está habilitada

2.9.7 Avaliação da adição de inclusões ao modelo

A proposta inicial incluía a tentativa de realização de simulações com inclusões de MnS. Para isso, a malha final apresentada anteriormente foi modificada. As inclusões foram adicionadas, na região em contato com a ferramenta, na forma de vazios elípticos, com comprimentos médios de 40 μm e larguras médias de 2 μm , espaçados de forma similar às inclusões observadas na microestrutura do material. Devido ao processo de fabricação das barras, as inclusões ficaram alinhadas paralelamente aos seus eixos de revolução dos corpos-de-prova. Assim, nas simulações, foram adicionadas regiões praticamente alinhadas com o eixo vertical, como mostra a figura 20.

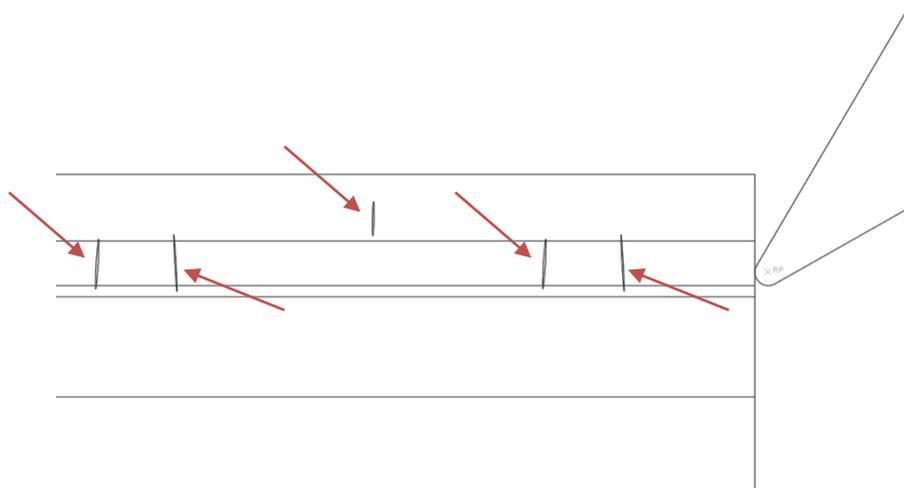


Figura 20. Inclusões, indicadas pelas setas, adicionadas à malha das simulações

Foi necessária a definição de *self-contact* nas superfícies internas dos vazios que representavam as inclusões. Apesar de aceito pelo *software*, essa definição de *self-contact* para pontos que estavam sujeitos a outro contato definido por um conjunto de nós gerou alertas que recomendavam o uso da opção *contact*, no lugar da opção *pair contact*. Entretanto, a opção *contact* é a própria opção do *software* que engloba a função *General Contact* e, como essa, só está disponível para simulações com modelos tridimensionais. Por isso, foi utilizada a opção *pair contact*, apesar dela não ser recomendada.

As simulações iniciavam, mas deixavam de funcionar rapidamente devido à definição de contato inapropriada. Na verdade, o problema ocorria, pois o ABAQUS mantém as variáveis dos elementos removidos atualizadas, apenas definindo sua rigidez como nula. Dentre essas variáveis, estão as dimensões dos elementos. Com a definição de contatos conflitantes, essas dimensões cresceram demasiadamente, a ponto de se tornarem várias ordens de grandeza maiores que o modelo e de causarem o término precoce das simulações.

2.9.8 Avaliação da implementação de ferramenta deformável

Foi também proposta a utilização de uma ferramenta deformável. Objetivava-se, com isso, uma análise preliminar das tensões e deformações às quais a ferramenta estaria sujeita. A ferramenta foi discretizada e propriedades típicas do aço rápido (Kalpakjian, et al., 2006) foram adicionadas. Considerou-se que a ferramenta apenas se deformaria de maneira elástica. A figura 21 mostra o modelo testado.

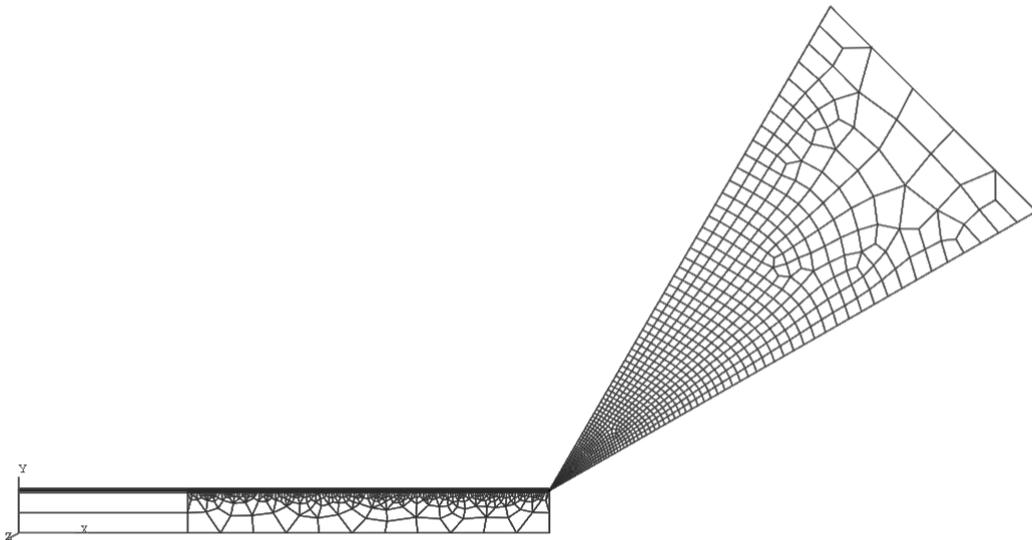


Figura 21. Modelo numérico com ferramenta deformável

Entretanto, devido ao elevado número de elementos da malha do corpo-de-prova idealizado para a simulação e ao elevado número de elementos necessários na aresta de corte da ferramenta, em função do pequeno raio de arredondamento, a simulação com os recursos computacionais disponíveis tornou-se inviável. Portanto, não foram geradas saídas para as simulações com ferramenta deformável.

2.9.9 Outras simulações

Apesar do avanço utilizado nos ensaios experimentais ser pequeno para ser utilizado no modelo numérico desenvolvido e que, por ser menor que o raio de arredondamento da aresta de corte da ferramenta, o processo se assemelharia a um processo de riscamento, para o qual o modelo de Johnson-Cook não seria o mais apropriado, foram realizados alguns testes de simulação utilizando os parâmetros de corte dos ensaios: 1500 rpm (23,6 m/min) e 0,01 mm/s (0,4 $\mu\text{m/volta}$).

Para a realização dessas simulações, o corpo-de-prova idealizado para a simulação e a ferramenta foram redesenhados. O corpo-de-prova passou a ter 30 μm de comprimento por 24 μm de altura e a malha foi composta de 22842 elementos que possuíam comprimentos de 0,004 μm nas proximidades do percurso da ferramenta. Ele pode ser visto na figura 22. As condições de contorno da ferramenta e do corpo-de-prova e as definições de material e de interações foram semelhantes às do modelo descrito anteriormente.

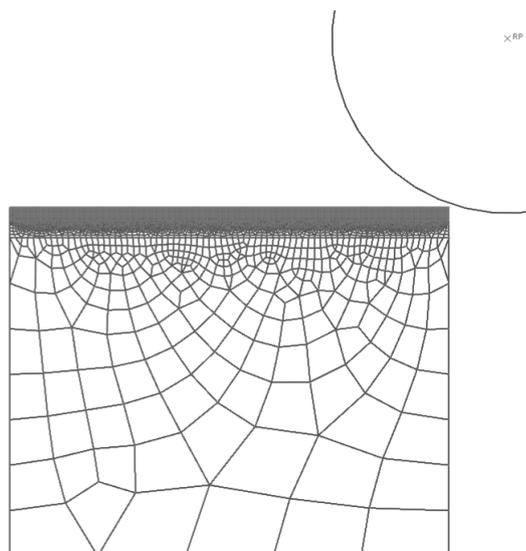


Figura 22. Esquema do teste de simulação utilizando os parâmetros de usinagem dos ensaios: $v_c = 23,6 \text{ m/min}$ ($N = 1500 \text{ rpm}$) e $f = 0,4 \mu\text{m/volta}$ ($f = 0,01 \text{ mm/s}$)

3 RESULTADOS

3.1 Determinação do Raio da Aresta de Corte Principal

Os resultados da medição do raio da aresta de corte principal, realizados com os recursos de microscopia estereoscópica do LFS, encontram-se na tabela 8. Foram efetuadas três medidas do diâmetro D e, a partir delas, foram calculadas a média, o desvio padrão e a variância dos dados. O valor médio encontrado para o raio R foi de 11,99 μm e, portanto, o valor de 12 μm foi adotado no modelo da ferramenta utilizado nas simulações numéricas.

Tabela 8 – Resultados da determinação do raio da aresta de corte de corte

Medida	Valor
<i>D</i> : Medida 1	28,09 μm
<i>D</i> : Medida 2	18,77 μm
<i>D</i> : Medida 3	25,06 μm
<i>D</i> : Média estatística	23,97 μm
<i>D</i> : Desvio padrão	4,754 μm
<i>D</i> : Variância	22,60 μm^2
<i>D</i> : Incerteza do processo	0,01 μm
<i>D</i> : Valor médio	23,97 μm
<i>D</i> : Incerteza	4,754 μm
<i>R</i> : Valor médio	11,99 μm
<i>R</i> : Incerteza	23,77 μm
<i>R</i> : Valor adotado	12 μm

3.2 Observação da Microestrutura do Material

Após preparação metalográfica e utilizando um microscópio óptico, procedimento descrito na seção 2.5, foram obtidas micrografias do material utilizado nesse trabalho. Observa-se a presença de inclusões de MnS e podem ser vistas nas figuras de 23 a 28.

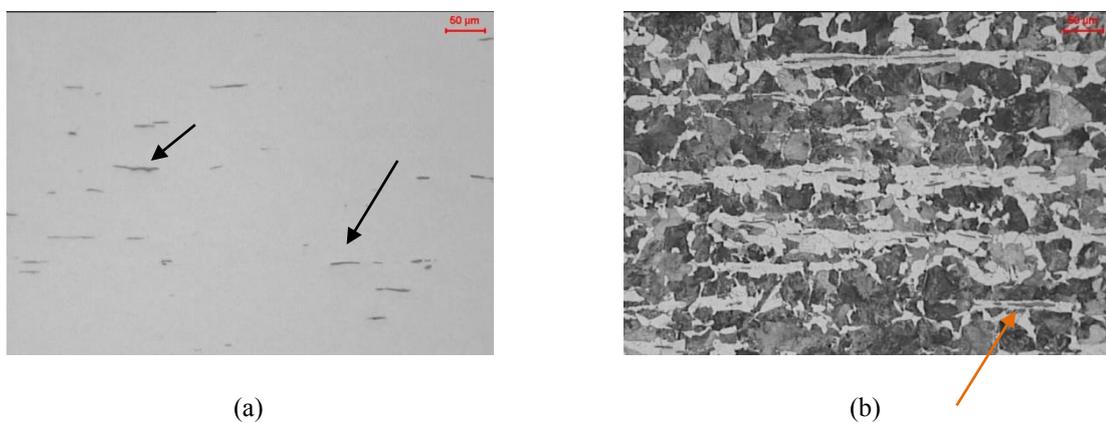


Figura 23. Micrografia do material estudado. Seção longitudinal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica. As setas indicam inclusões

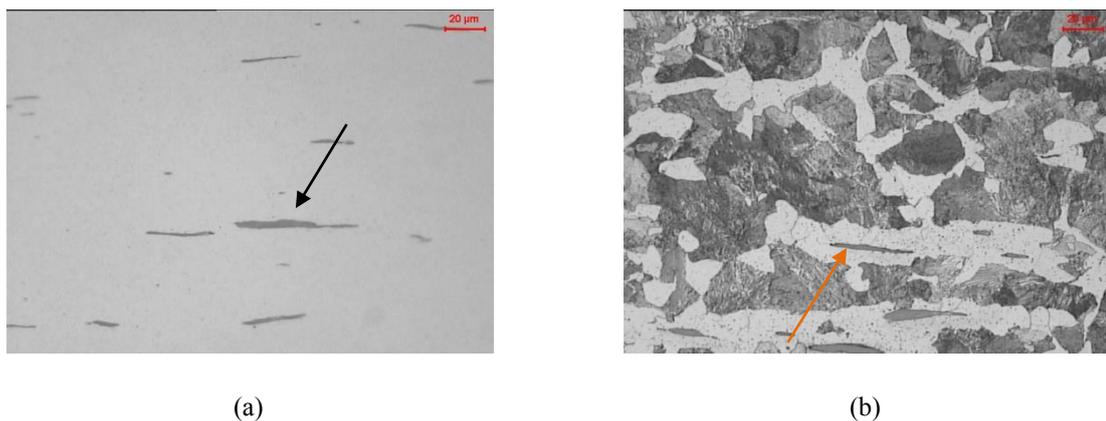


Figura 24. Micrografia do material estudado. Seção longitudinal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica. As setas indicam inclusões

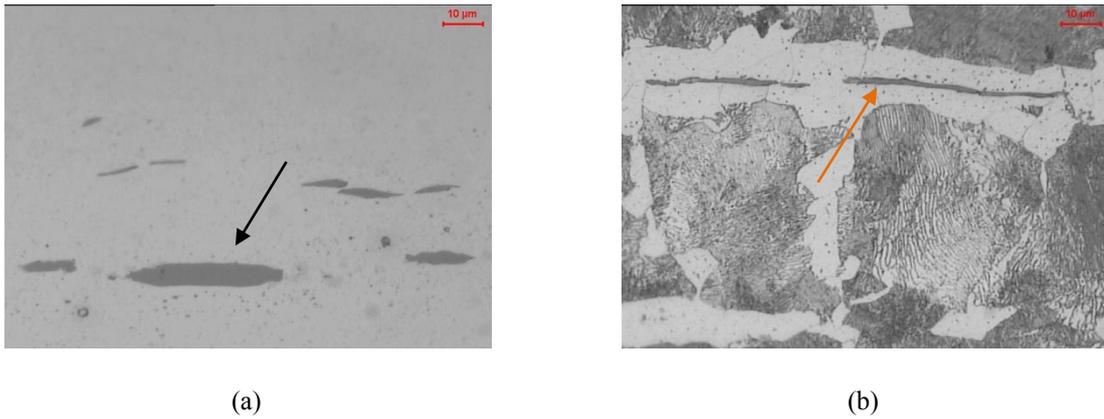


Figura 25. Micrografia do material estudado. Seção longitudinal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica. As setas indicam inclusões

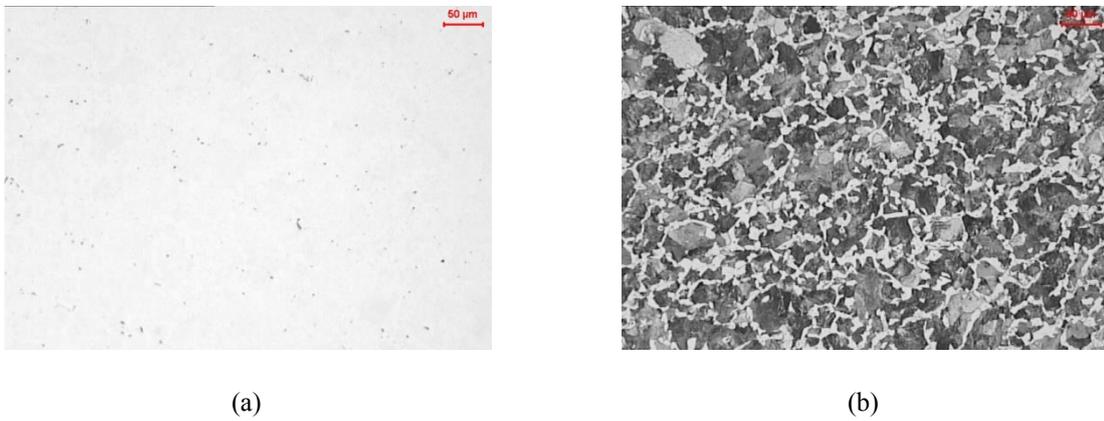


Figura 26. Micrografia do material estudado. Seção transversal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica

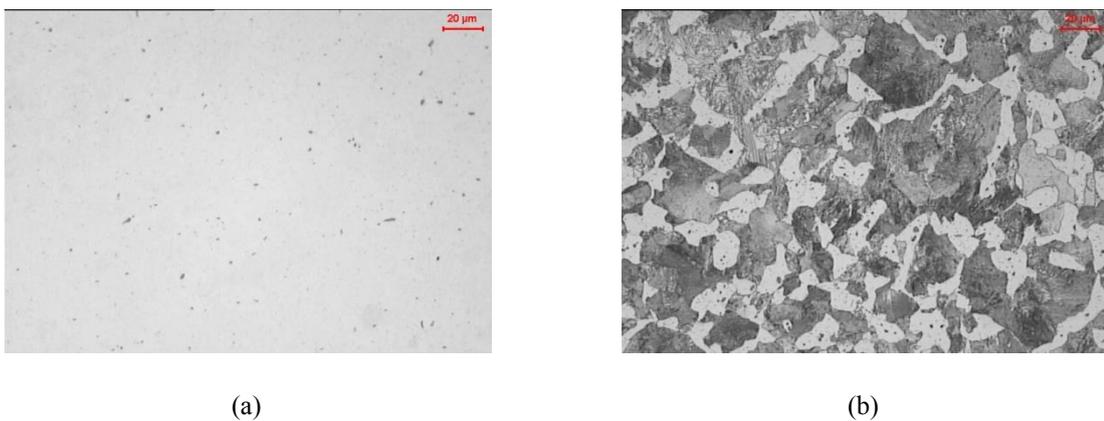


Figura 27. Micrografia do material estudado. Seção transversal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica

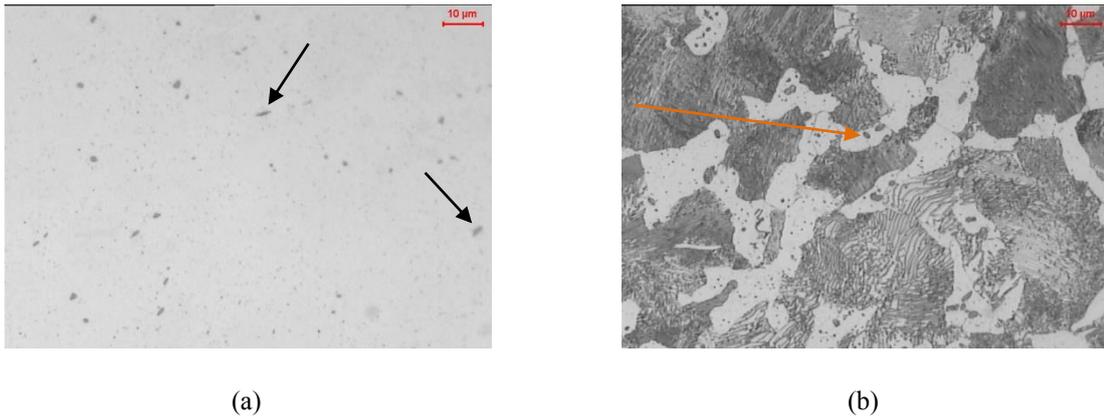


Figura 28. Micrografia do material estudado. Seção transversal. Sem (a) e com (b) ataque com Nital 3%. Foi utilizado o mesmo aumento entre (a) e (b). Microscopia óptica. As setas indicam inclusões

3.3 Ensaios

Foram realizados seis ensaios com a rotação de 1500 rpm e o avanço de 0,01 mm/s definidos nos ensaios preliminares. Os ensaios foram realizados no mini torno-fresadora do LFS, tanto com uma broca de aço rápido sem revestimento como com uma broca revestida com TiN. A figura 29 apresenta um corpo-de-prova montado no dispositivo de medição de esforços de corte após um ensaio. As figuras de 30 a 35 apresentam gráficos dos sinais de momento torçor obtidos do dispositivo de medição de esforços de furação com o sistema de aquisição. A tabela 9 apresenta, para cada ensaio, o tipo de broca, a profundidade do furo, o momento torçor médio e seu desvio padrão.



Figura 29. Corpo-de-prova após ensaio

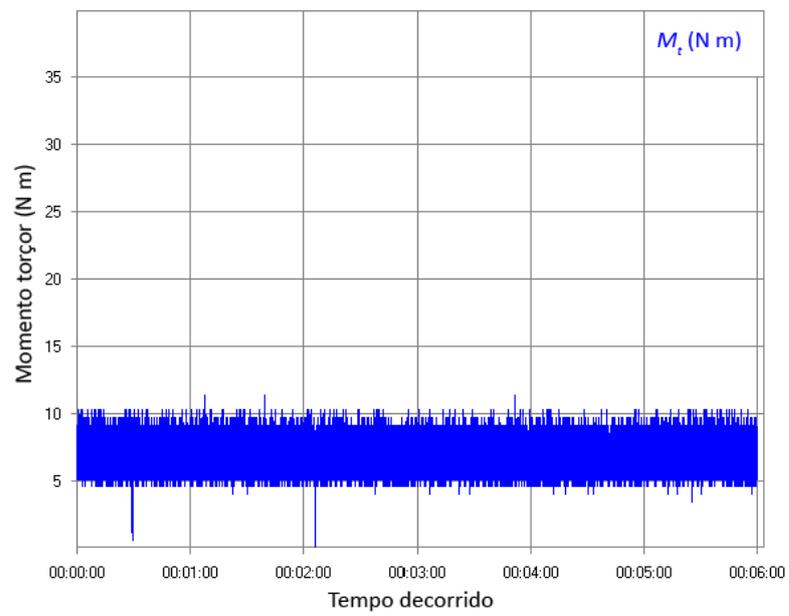


Figura 30. Ensaio 1. Broca sem revestimento

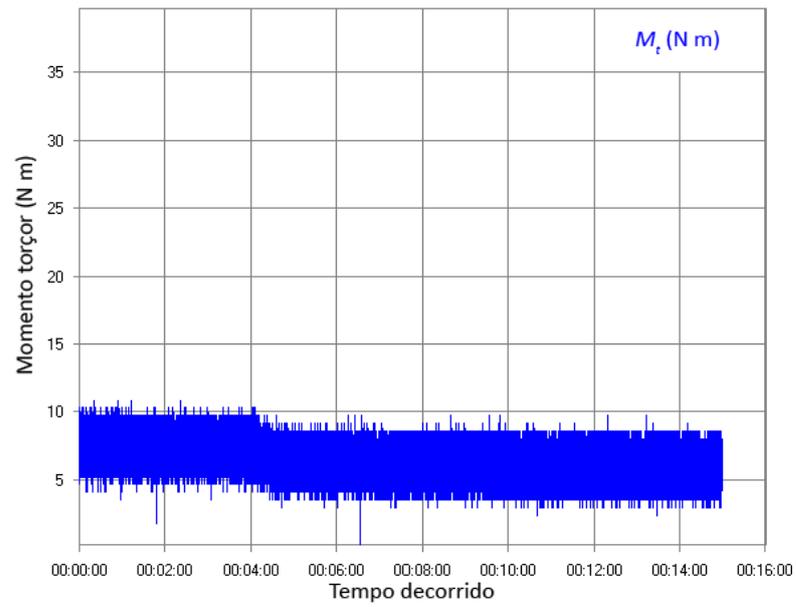


Figura 31. Ensaio 2. Broca sem revestimento

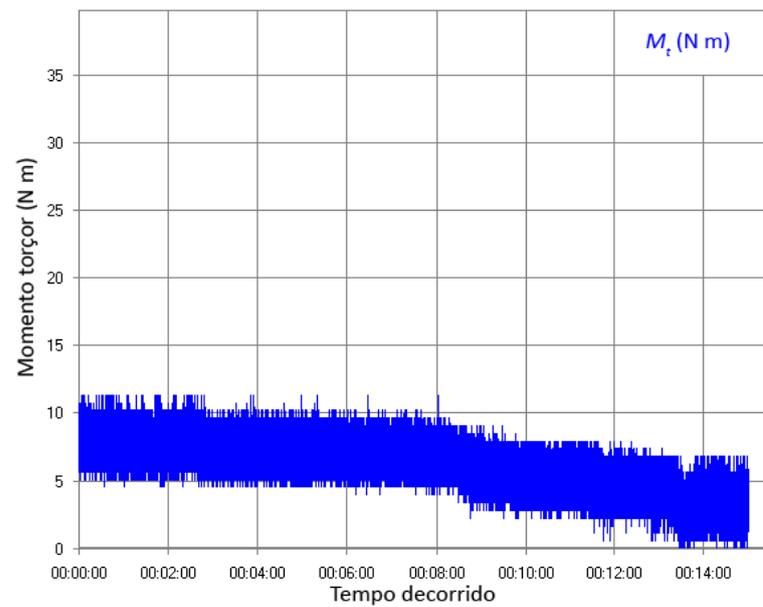


Figura 32. Ensaio 3. Broca sem revestimento

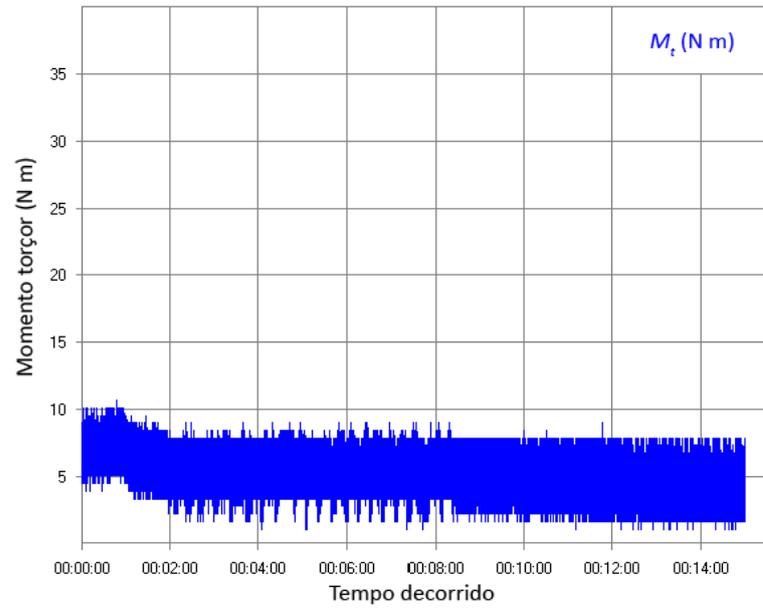


Figura 33. Ensaio 4. Broca revestida com TiN

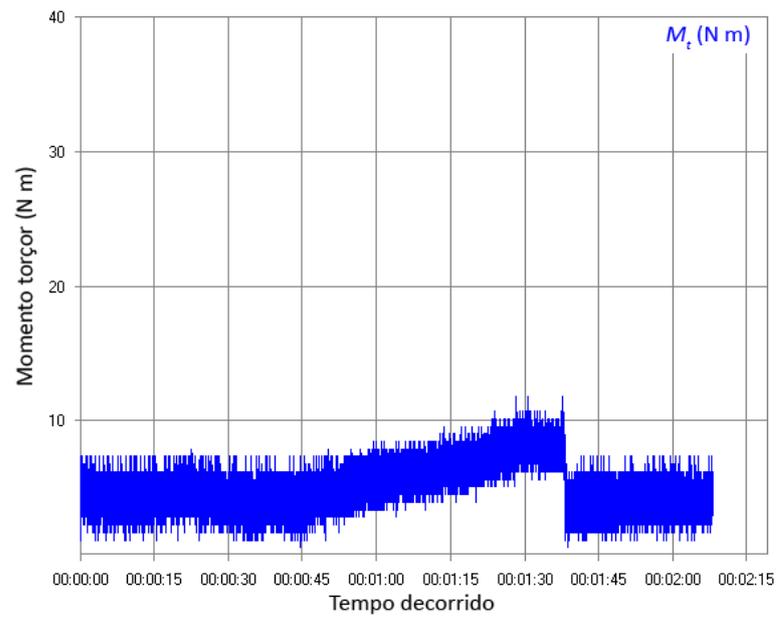


Figura 34. Ensaio 5. Broca revestida com TiN

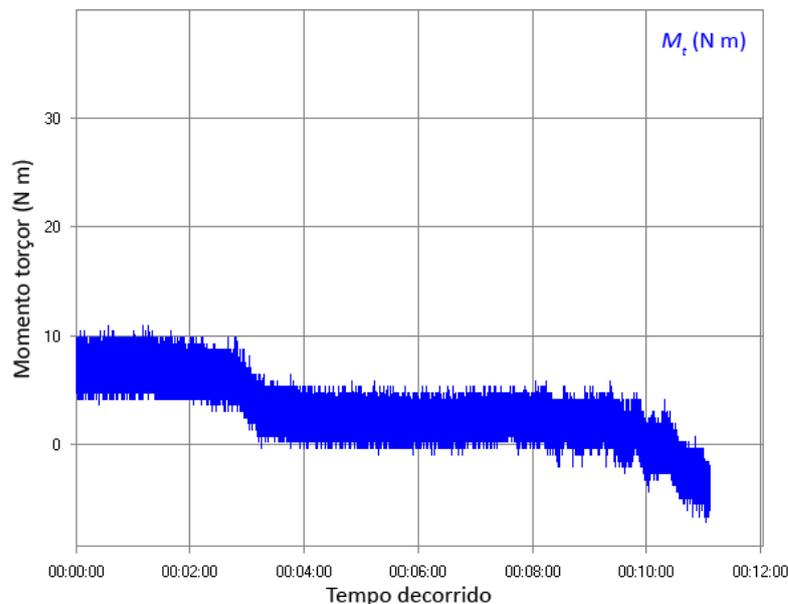


Figura 35. Ensaio 6. Broca revestida com TiN. Ensaio não concluído

Tabela 9 – Resultados dos ensaios

Ensaio	Broca	Profundidade	Momento torçor médio	Desvio padrão
1	HSS	8,76 mm	6,88 N·m	0,47 N·m
2	HSS	8,95 mm	5,71 N·m	0,58 N·m
3	HSS	8,80 mm	6,23 N·m	0,87 N·m
4	HSS + TiN	9,30 mm	4,61 N·m	0,57 N·m
5	HSS + TiN	7,66 mm	6,74 N·m	0,90 N·m
6	HSS + TiN	5,34 mm	6,44 N·m	0,57 N·m

Uma análise de variância foi realizada para os resultados obtidos. Observou-se que, para um nível de significância de 25%, não há diferença entre as médias dos momentos torçores dos ensaios com a broca sem revestimento. Para os ensaios realizados com a broca revestida e para um nível de significância de 10%, também não se observa diferença entre as médias dos momentos torçores. Entretanto, considerando-se um nível de significância de 25%, já é possível afirmar que existe diferença entre essas médias. O nível de significância é a probabilidade de se rejeitar a hipótese existente (as médias serem iguais) sendo ela verdadeira

(Costa Neto, 2002). Embora um nível de significância de 25% seja alto, ele é compatível com as incertezas do ensaio. Certamente a realização de uma maior quantidade de ensaios tornaria essa análise mais precisa. No entanto, em função das observações feitas e da grande quantidade de corpos-de-prova necessários para o refino da análise, optou-se por avaliar apenas esses resultados, de forma qualitativa.

É importante mencionar que, ao contrário da broca sem revestimento, a broca revestida com TiN já encontrava-se com sua aresta fraturada após o primeiro ensaio. Observa-se nos resultados que, enquanto não avariada, a broca revestida produzia esforços de corte menores. Porém, após a fratura de sua aresta de corte, observável a olho nu, ela passou a gerar esforços semelhantes aos da broca sem revestimento. No último ensaio, essa broca deixou de cortar o material, impedindo a rotação do cabeçote do mini torno-fresadora utilizado e forçando o término precoce do ensaio.

A profundidade dos furos não foi constante, mesmo com a definição no mini torno-fresadora CNC, por deslocamento, de uma profundidade de 10 mm. Isso deve estar relacionado com a limitação de potência do equipamento utilizado em relação à resistência mecânica do material estudado. De modo geral, alguns resultados não eram esperados, mas o método de avaliação de esforços mostrou-se viável, mesmo que de forma qualitativa.

3.4 Observação do Desgaste das Brocas Utilizadas

As brocas utilizadas nos ensaios, observadas com os recursos de microscopia estereoscópica do LFS, podem ser vistas nas figuras de 36 a 47.

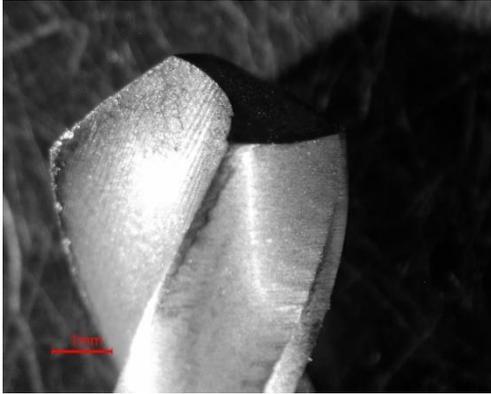


Figura 36. Broca não revestida após ensaio.
Microscopia estereoscópica

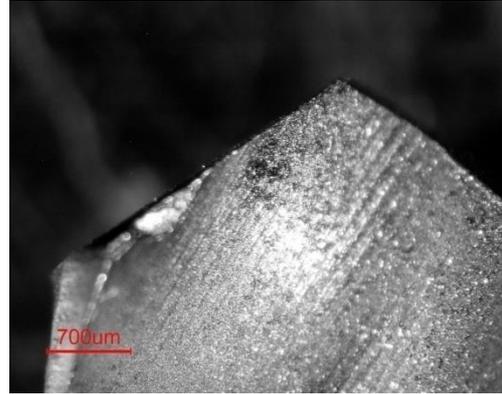


Figura 37. Broca não revestida após ensaio.
Microscopia estereoscópica

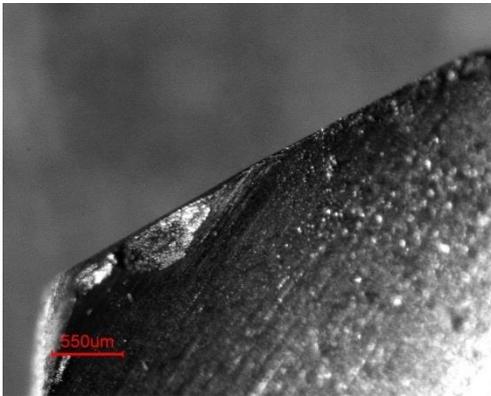


Figura 38. Broca não revestida após ensaio.
Microscopia estereoscópica

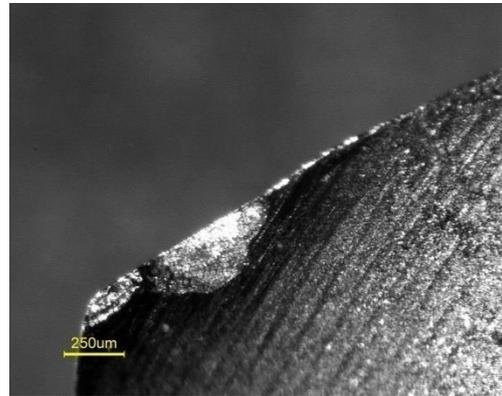


Figura 39. Broca não revestida após ensaio.
Microscopia estereoscópica

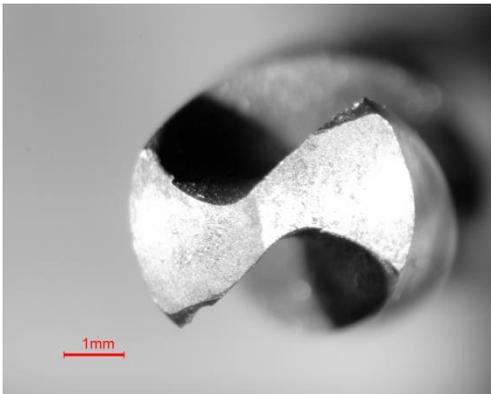


Figura 40. Broca não revestida após ensaio.
Microscopia estereoscópica

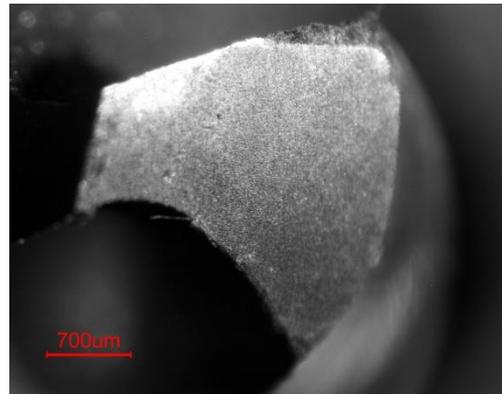


Figura 41. Broca não revestida após ensaio.
Microscopia estereoscópica

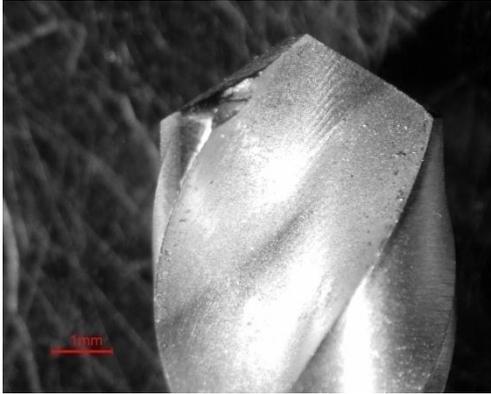


Figura 42. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica

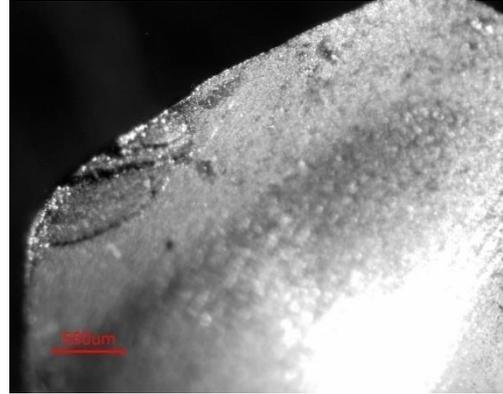


Figura 43. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica

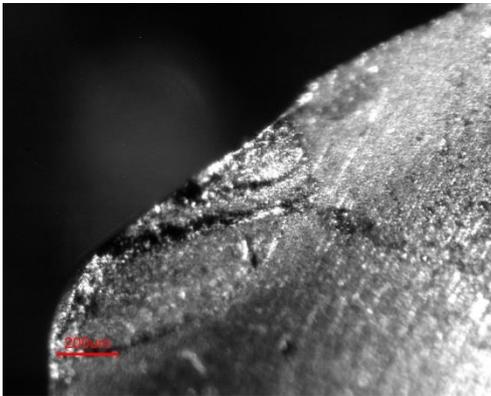


Figura 44. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica

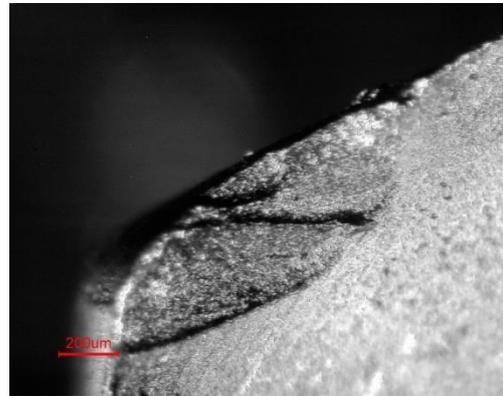


Figura 45. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica

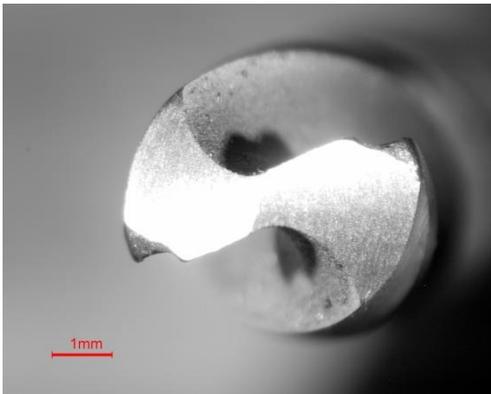


Figura 46. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica

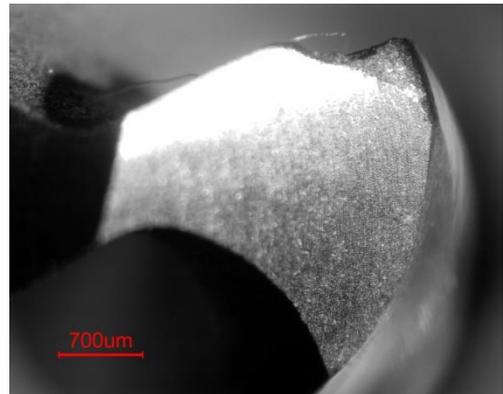


Figura 47. Broca revestida após ensaio. Microscopia estereoscópica

Nessas fotografias, pôde-se observar, na broca não revestida, pequenas quebras da sua aresta de corte e desgaste da sua superfície de folga. Na broca revestida com TiN pode-se observar a fratura de toda a parte da aresta de corte que ficou em contato com o material.

Também se pode observar, nessa broca, um desgaste acentuado da sua superfície de folga. Uma análise mais detalhada sobre mecanismos de desgaste não foi feita, pois podem ter ocorrido, durante o ensaio, vibrações relacionadas com a rigidez dos equipamentos utilizados. Novamente, é importante ressaltar que essa análise foi considerada qualitativa.

3.5 Resumo dos Resultados Numéricos Obtidos na Primeira Etapa

Na primeira etapa do projeto foram realizadas simulações com o uso de três malhas que possuíam como principal diferença o número de elementos ao longo do percurso da ferramenta. Dessas, uma mostrou-se mais apropriada para o problema estudado em termos de qualidade de resultados e de custo computacional.

Foram realizadas simulações, com essa malha, para um avanço igual a 0,2 mm/rev e quatro rotações: 50 rpm, 100 rpm, 200 rpm e 400 rpm. Durante cada simulação a ferramenta percorria uma distância de até 7,5 mm.

As figuras 48 e 49 mostram um exemplo da malha deformada com a distribuição de tensões equivalentes de Von Mises para 400 rpm e, respectivamente, 3,8 mm e 7,5 mm percorridos pela ferramenta durante a simulação do corte. Pode-se observar que a distribuição de tensões equivalentes é bastante próxima, indicando que o sistema já se encontra em regime permanente. Também é possível verificar a presença do plano de cisalhamento, caracterizado pela região de concentração de tensões.

Adicionalmente, a força de contato aplicada à ferramenta foi tabelada em função do seu deslocamento. Em seqüência, a componente da força de contato associada à força de corte foi calculada. A figura 50 apresenta gráficos das forças de corte em função do deslocamento

da ferramenta, para as várias rotações simuladas da broca. Nesses gráficos é possível observar que as forças tendem a se estabilizar.

Os valores médios das forças de corte foram calculados para cada rotação simulada da broca. Considerou-se, para o modelo estudado de um furo de 5 mm de diâmetro com a existência de um pré-furo de 4 mm de diâmetro, um comprimento na direção k , perpendicular ao plano do corpo-de-prova idealizado, de 1 mm. Adicionalmente, foram calculados os momentos torçores correspondentes às forças de corte observadas. A tabela 10 apresenta esses resultados.

Esse modelo, ainda que preliminar, mostrou resultados compatíveis com os esperados para o tipo de material estudado. Além disso, mostrou-se compatível com modelos de corte ortogonal encontrados na literatura (Shi, et al., 2004). A estabilização da força de corte pôde ser observada e, para as condições de usinagem consideradas, ocorreu em valores próximos a 360 N.

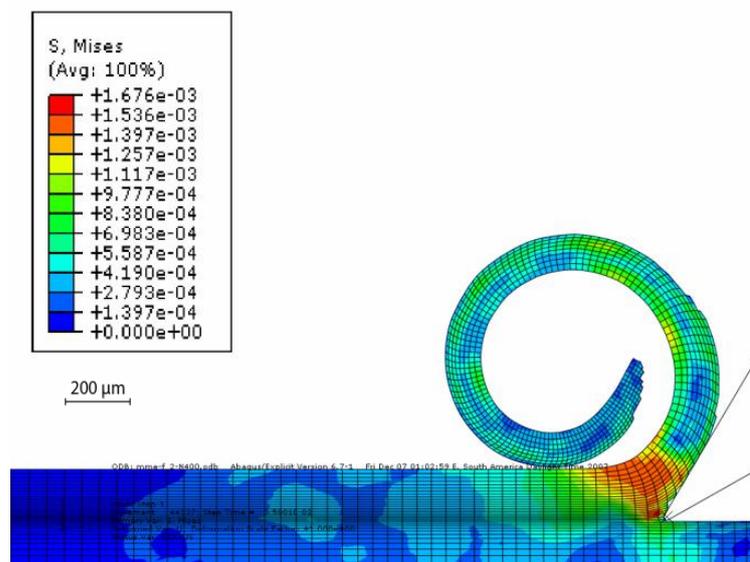


Figura 48. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises obtida para a simulação com rotação de 400 rpm e 3,8 mm percorridos. Previsão numérica da primeira etapa do projeto

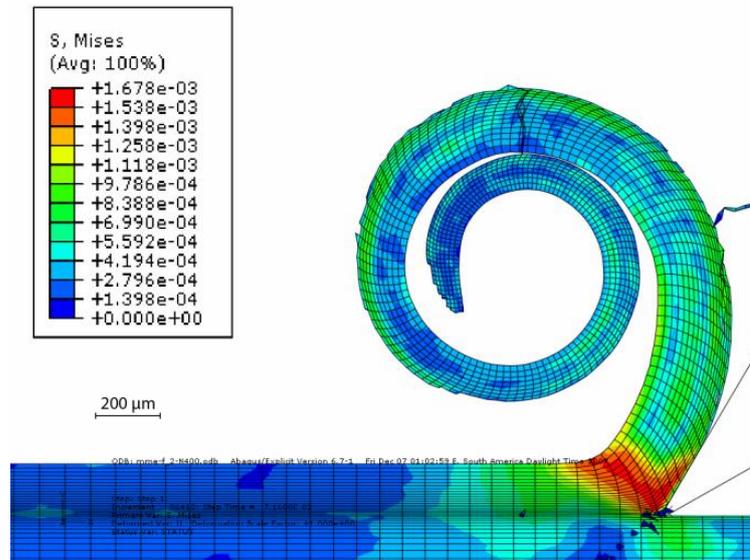


Figura 49. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises obtida para a simulação com rotação de 400 rpm e 7,5 mm percorridos. Previsão numérica da primeira etapa do projeto

Tabela 10 – Forças de corte (F_c), e correspondentes momentos torçores (M_c), em função da rotação da broca (N). Previsão numérica da primeira etapa do projeto

N (rpm)	F_c (N)	M_c (N · m)
50	345,5	0,8640
100	372,1	0,9315
200	372,2	0,9422
400	351,7	0,8792

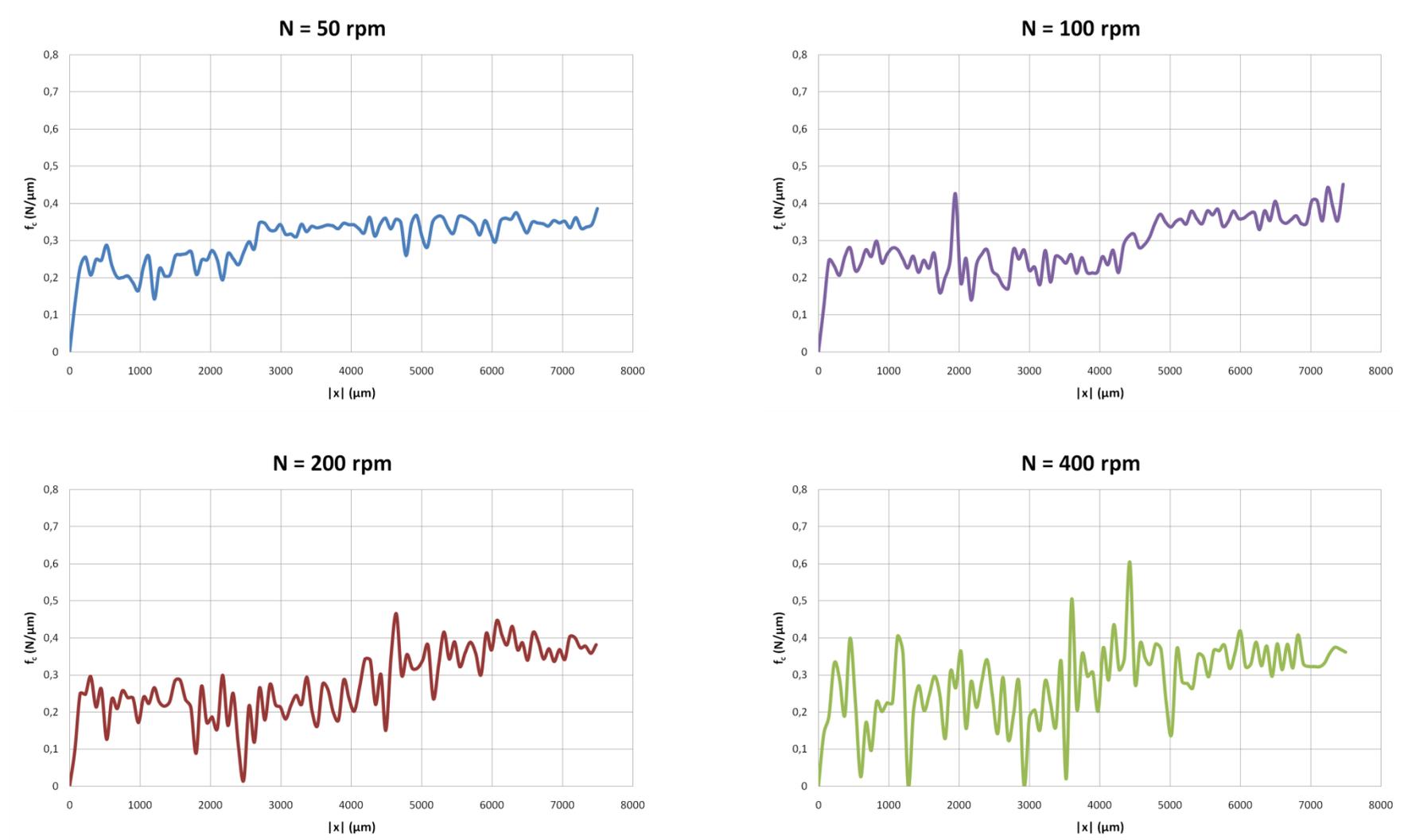


Figura 50. Gráficos da força de corte (por unidade de comprimento na direção k_z , perpendicular ao plano do corpo-de-prova idealizado) em função do deslocamento da ferramenta para as rotações consideradas para as brocas. Previsão numérica da primeira etapa do projeto

3.4 Novas Simulações

Com o modelo desenvolvido nessa tapa do projeto, foram realizadas simulações para rotações de 500 rpm e de 1500 rpm, com um avanço de 0,1 mm/volta. Para essas condições, os parâmetros cinemáticos utilizados encontram-se na tabela 11.

Tabela 11 – Velocidades de corte e avanços utilizados nas novas simulações

Rotação (N)	Velocidade de corte (v_c)	Avanço (f)
500 rpm	7,85 m/min	50 mm/min
1500 rpm	23,6 m/min	150 mm/min

As figuras de 51 a 54 apresentam, para as duas velocidades de corte estudadas, as distribuições de tensões equivalentes de Von Mises após a ferramenta percorrer percursos de, aproximadamente, 5 mm e 8 mm.

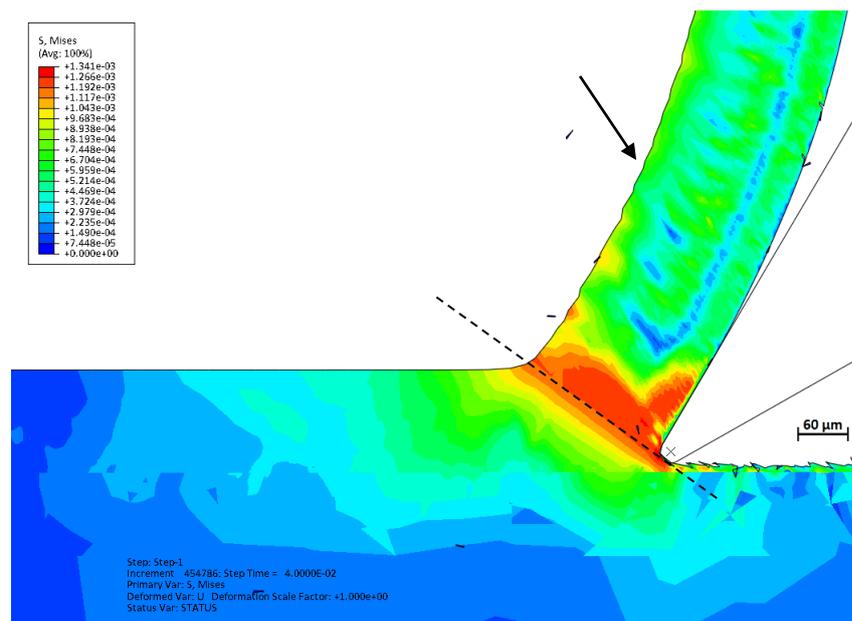


Figura 51. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm. A seta indica a aparência do processo de discretização do cavaco e a linha tracejada indica o plano de cisalhamento

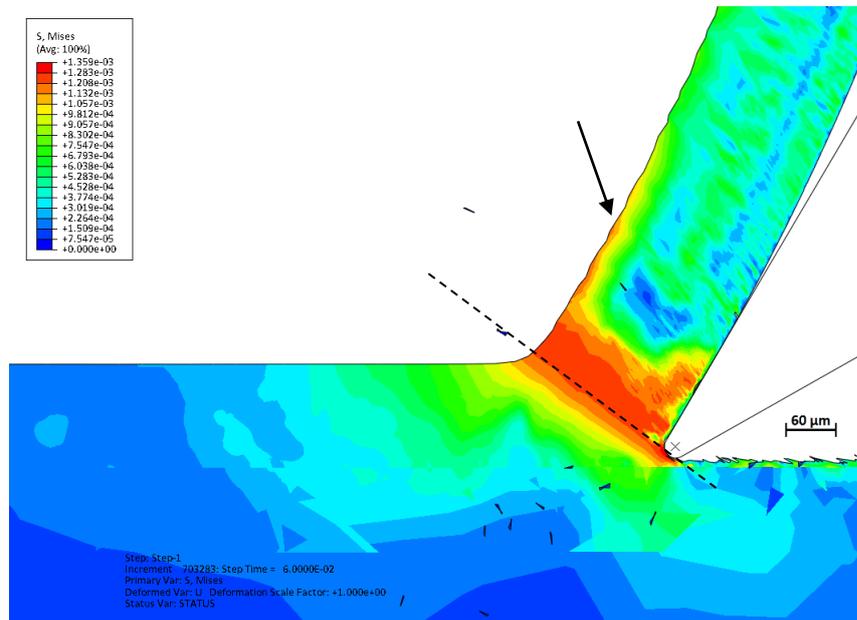


Figura 52. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 8 mm. A seta indica a aparência do início do processo de discretização do cavaco e a linha tracejada indica o plano de cisalhamento

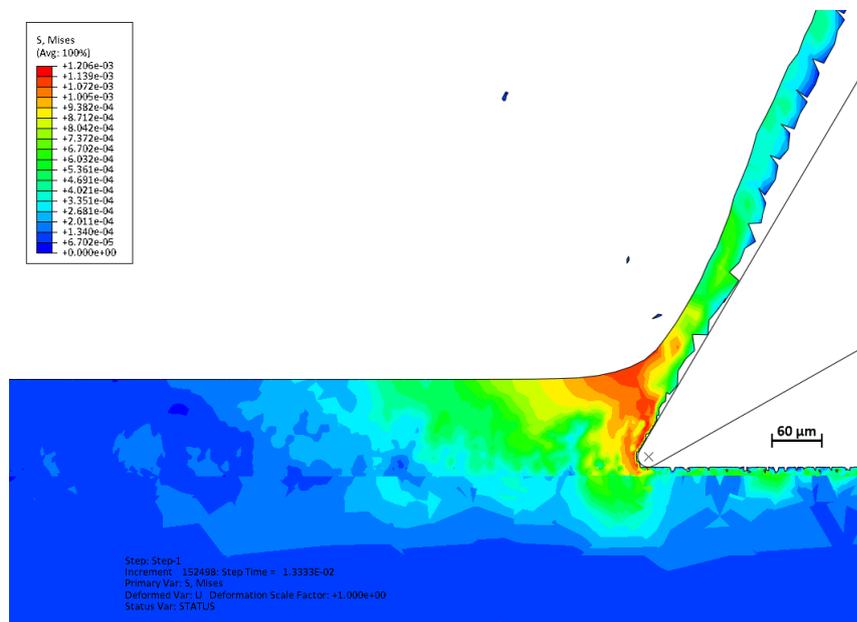


Figura 53. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm

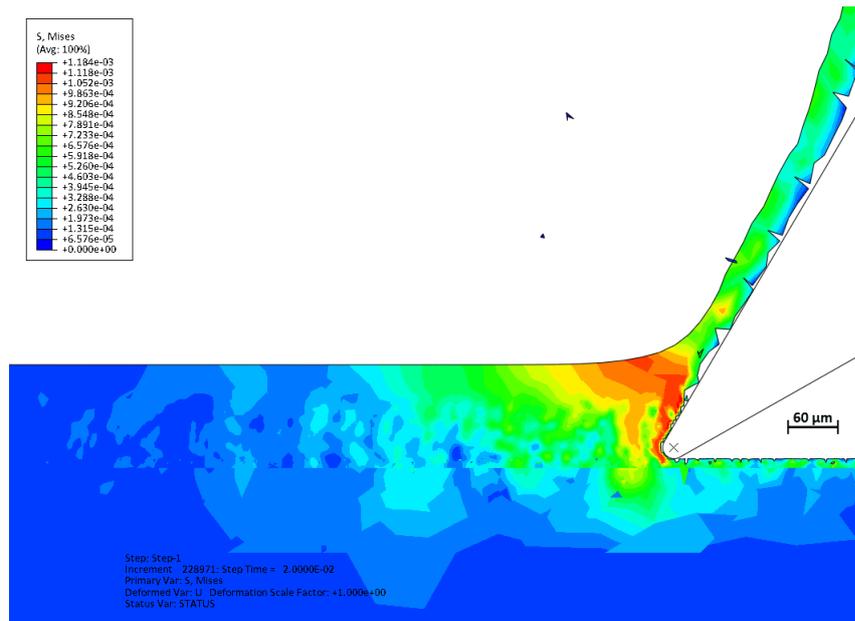


Figura 54. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 8 mm

Como se pode observar, o deslocamento de aproximadamente 5 mm é suficiente para que, tanto nas simulações com velocidade de corte de 7,85 m/min como as com velocidade de corte de 23,6 m/min, o sistema encontre-se praticamente em regime permanente. Assim, a espessura do cavaco e as distribuições de tensões e de deformações próximas à ponta da ferramenta praticamente não se alteram com o deslocamento da ferramenta durante o processo de corte e de formação de cavaco. Portanto, torna-se necessária apenas a apresentação dos resultados para uma única posição da ferramenta.

Observa-se que, para a velocidade de corte de 7,85 m/min, o plano de cisalhamento é facilmente identificável pela região de concentração de tensão (regiões em vermelho nas figuras 51 e 52). Também é possível notar o início do processo de discretização do cavaco, que ocorre em planos paralelos ao plano de cisalhamento, ao se observar a superfície do cavaco oposta à superfície de saída da ferramenta (indicada pelas setas nas figuras 51 e 52). É importante comentar que, em função do modelo de falha adotado, não foi observada a quebra do cavaco para as velocidades de corte adotadas. Portanto, o modelo apresentado nesse

projeto precisa ser melhorado em trabalhos futuros e devem ser avaliados outros modelos de falha.

O plano de cisalhamento não é tão facilmente observável, entretanto, para a velocidade de corte de 23,6 m/min. Embora ainda perceptível, o plano de cisalhamento não é tão bem definido e, para a sua identificação, é necessário observar a transição entre as faixas de tensões no contato com a ponta da ferramenta. A remoção de um número muito grande de elementos devido à malha não ser suficientemente refinada para as condições de usinagem definidas, alterando a espessura do cavaco, pode ser responsável por essa dificuldade.

Ainda referente às regiões de concentração de tensão, nota-se que elas ocorrem no plano de cisalhamento, ou nas suas proximidades, e nas proximidades das superfícies do cavaco em contato com a superfície de saída da ferramenta ou opostas a ela.

Quanto à influência do processo de corte no campo de tensões do material próximo às regiões de corte e de máximas tensões, observa-se que para a velocidade de corte de 7,85 m/min, ela varia de 670 μm a 740 μm e, para 23,6 m/min, ela varia de 440 μm e 500 μm .

As malhas deformadas com a apresentação das distribuições de tensões de Von Mises em uma escala menor podem ser vistas nas figuras 55 e 56 e permitem uma melhor visualização do cavaco gerado para cada velocidade de corte. Com a medição, em 10 seções, da espessura do cavaco, obteve-se os resultados apresentados na tabela 12. A pequena espessura do cavaco encontrada para a velocidade de corte mais elevada é um problema relacionado com o modelo utilizado na simulação, causado pela remoção de um número muito elevado de elementos. De fato, a espessura do cavaco é sempre maior que a espessura de corte (Kalpakjian, et al., 2006). No modelo simulado, a espessura de corte é numericamente igual ao avanço por rotação e igual a 0,1 mm.

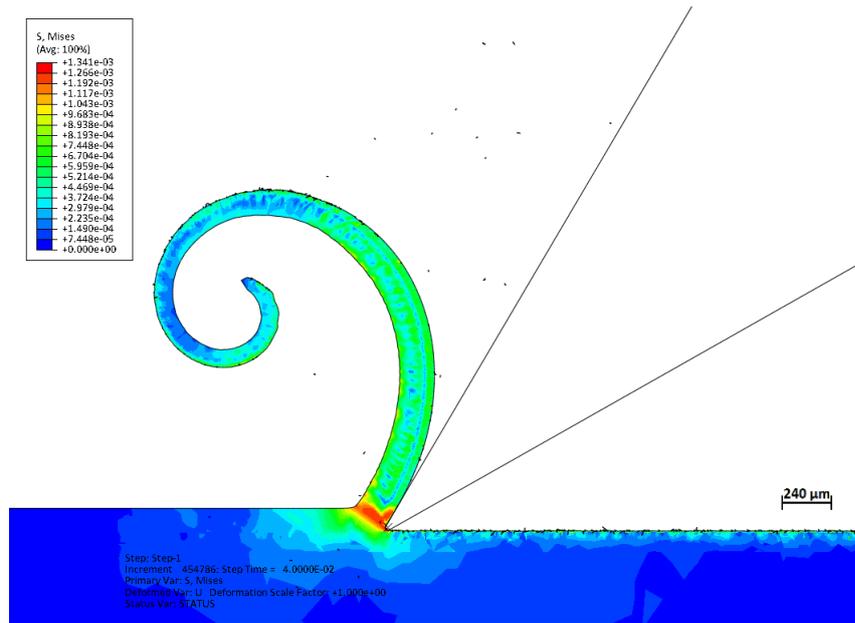


Figura 55. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm. Visualização do processo de formação do cavaco

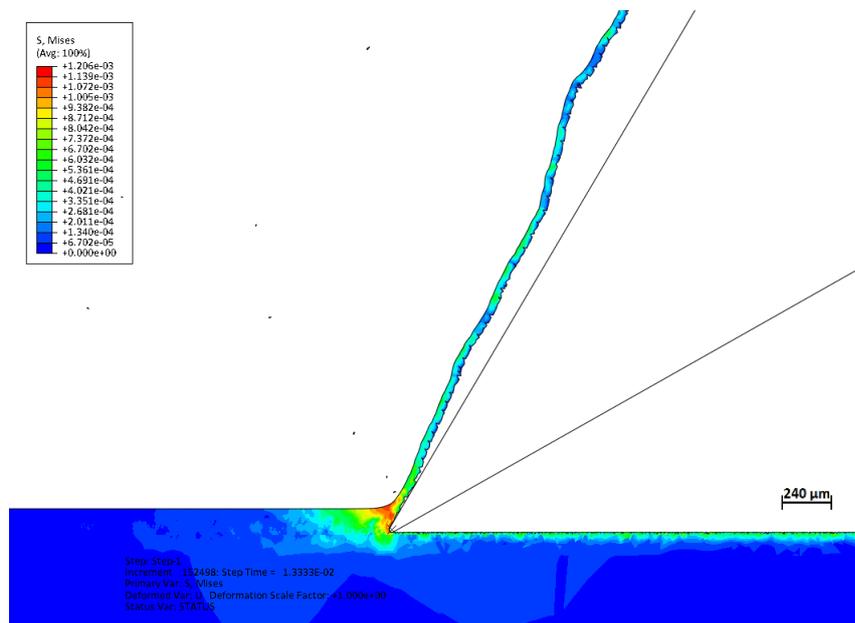


Figura 56. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm. Visualização do processo de formação do cavaco

Tabela 12 – Previsão numérica da espessura do cavaco no processo de furação para duas velocidades de corte distintas. A pequena espessura do cavaco encontrada para a velocidade de corte mais elevada é um problema relacionado com o modelo utilizado na simulação e causado pela remoção de um número muito elevado de elementos

Velocidade de corte	Espessura média do cavaco	Desvio Padrão
7,85 m/min	147 μm	13,1 μm
23,6 m/min	31,2 μm	3,64 μm

As figuras 57 e 58 apresentam as distribuições de tensões de cisalhamento. Tanto para 7,85 m/min como para 23,6 m/min, é possível observar que as tensões de cisalhamento concentram-se na região do cavaco em contato com a superfície de saída da ferramenta, na superfície do cavaco oposta a essa região e em uma região do material bem próxima da ponta da ferramenta. Embora na região do cavaco em contato com a superfície de saída da ferramenta seja esperado cisalhamento elevado (Altintas, 2000), na região de formação de cavaco isso não é observado com intensidade. Nesse sentido, a análise realizada não apresenta resultados coerentes.

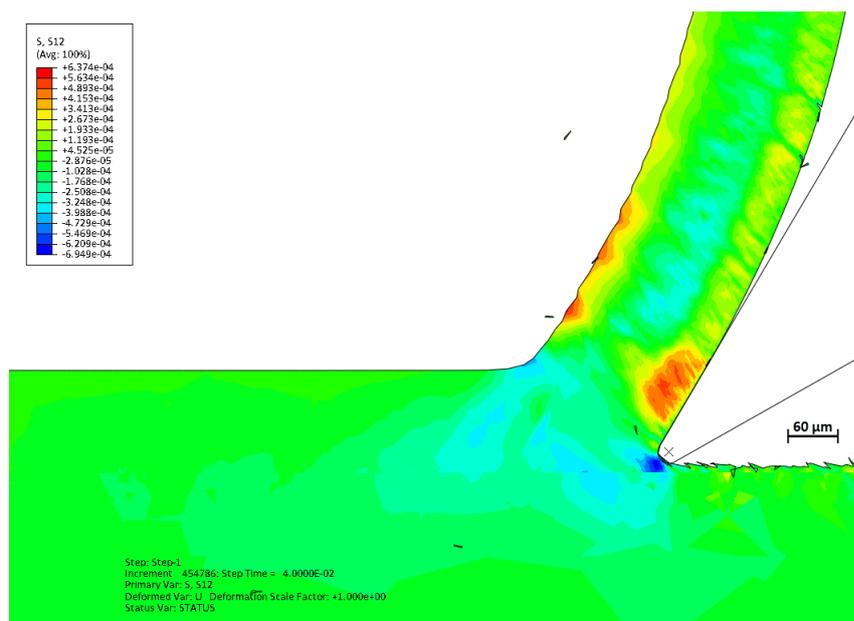


Figura 57. Distribuição da tensão de cisalhamento para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm

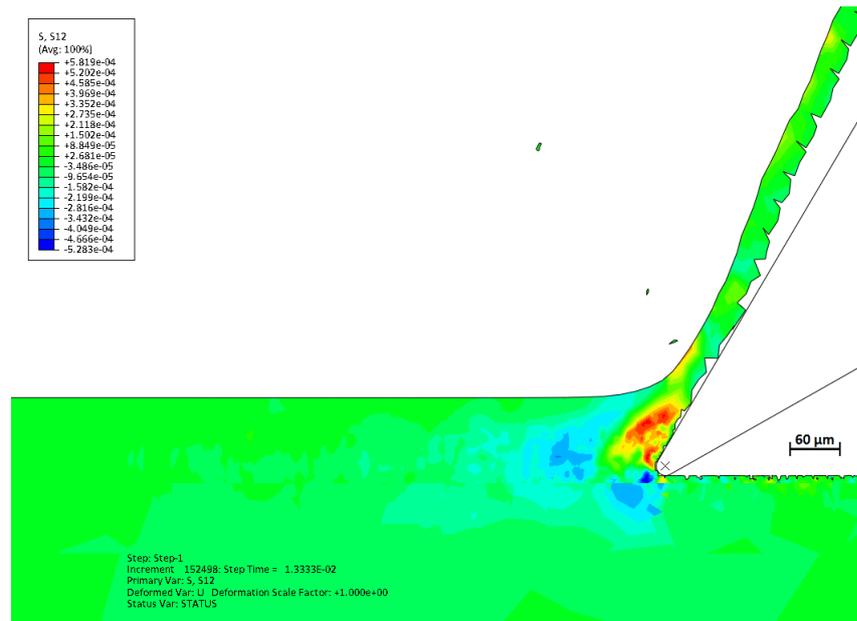


Figura 58. Distribuição da tensão de cisalhamento para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm

As figuras 59 e 60 apresentam distribuições de deformação plástica equivalente. Pode-se observar, para a velocidade de corte de 7,85 m/min, que as regiões mais deformadas do cavaco encontram-se mais próximas da sua superfície em contato com a superfície de saída da ferramenta. Devido à alta quantidade de elementos removidos, para a velocidade de corte de 23,6 m/min, apenas pequenas regiões do cavaco aparecem mais deformadas, porém o comportamento parece ser o mesmo observado para a velocidade mais baixa.

As distribuições de distorções plásticas podem ser vistas nas figuras 61 e 62. Enquanto para a velocidade de corte de 7,85 m/min as distorções aparecem como negativas ao longo do plano de cisalhamento, em todo o cavaco (exceto por uma pequena região) e na superfície usinada, para a velocidade de corte de 23,6 m/min observa-se distorções positivas na região em contato com a superfície de saída da ferramenta e distorções negativas no restante do material. O comportamento observado para a velocidade de corte de 7,85 m/min é consistente com o processo. Já para a velocidade de 23,6 m/min, os resultados não foram bons e observa-se, além de problemas na distribuição de tensões e de deformações equivalentes,

descontinuidades na distribuição de distorções plásticas do cavaco que podem ser outros indícios de refino insuficiente da malha.

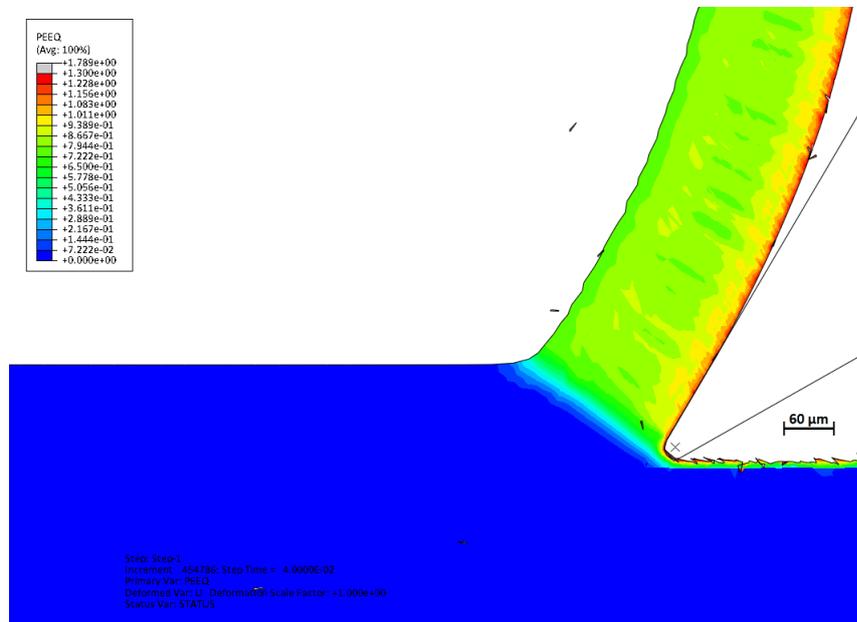


Figura 59. Distribuição da deformação plástica equivalente para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm

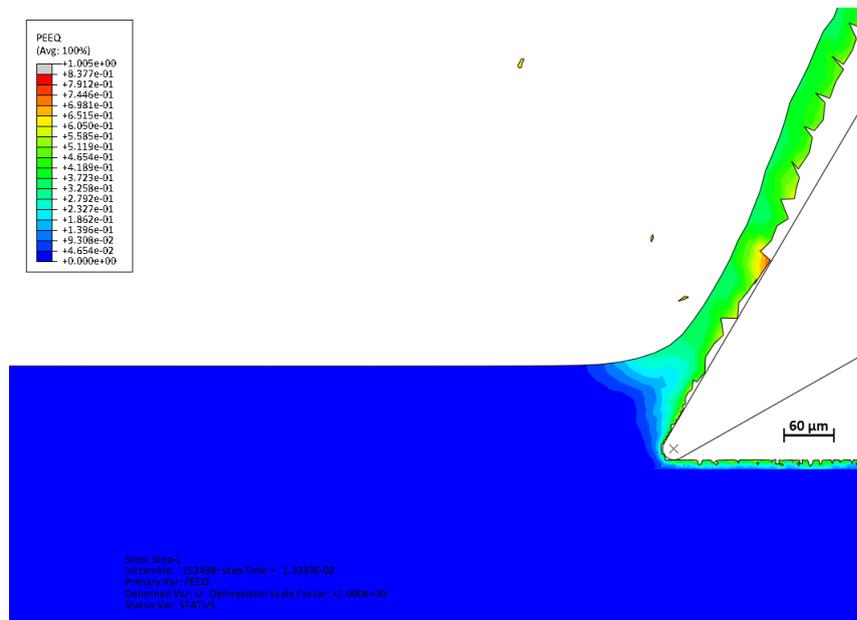


Figura 60. Distribuição da deformação plástica equivalente para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm

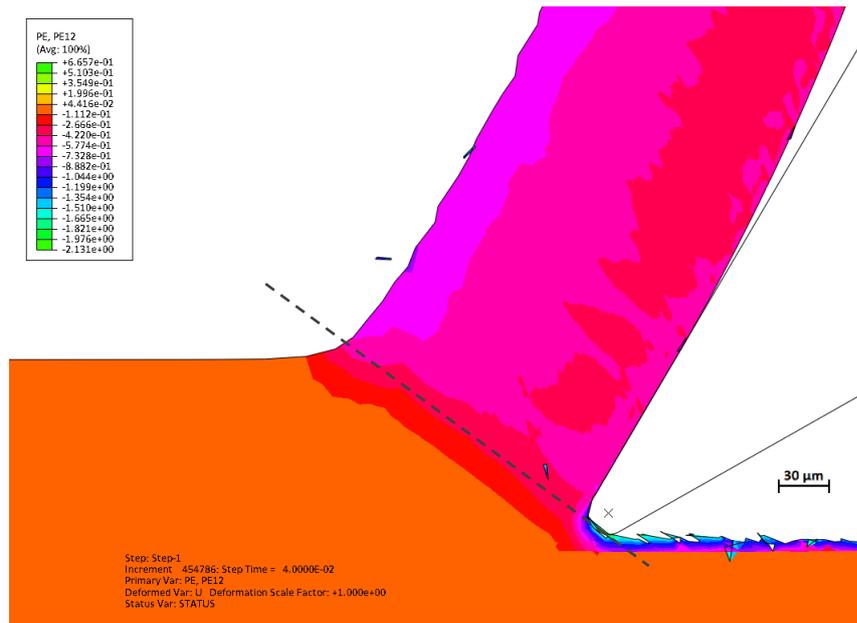


Figura 61. Distribuição da distorção plástica para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm. O plano de cisalhamento é mostrado pela linha tracejada

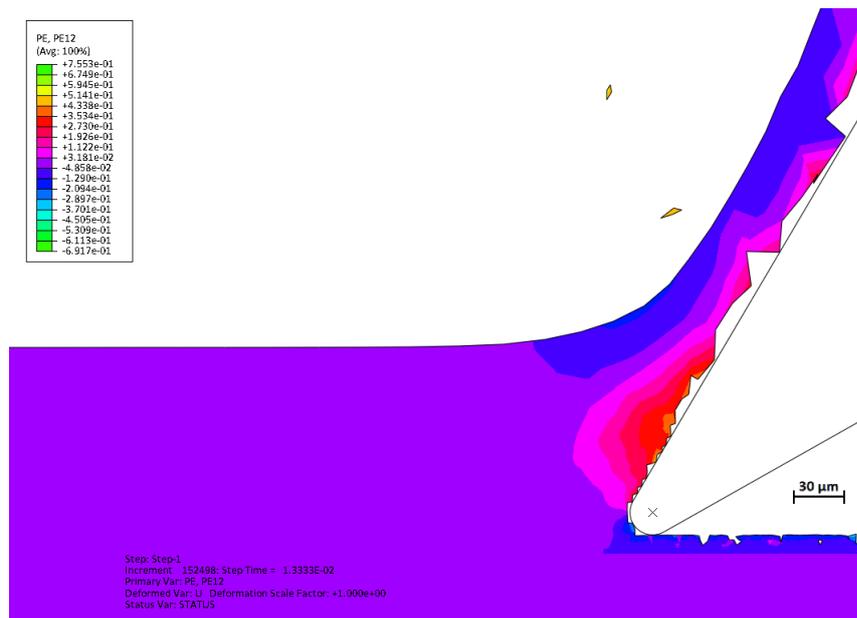


Figura 62. Distribuição da distorção plástica para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e um deslocamento da ferramenta de aproximadamente 5 mm

Foi realizada uma avaliação qualitativa com relação à rugosidade, mesmo sabendo-se que essa análise estaria longe do refinamento necessário. A rugosidade da superfície usinada, nas simulações, foi melhor para a maior velocidade de corte utilizada. Isso está de acordo com

a literatura (Ferraresi, 1977) e pode ser mais bem observado nas figuras 57 e 58, ambas na mesma escala. Deve-se considerar, entretanto, que a rugosidade observada nas simulações é resultado apenas da influência do campo de tensões atuante na região do material próxima a superfície de folga da ferramenta. A rugosidade de superfícies usinadas reais depende de outros fatores como o avanço, o raio de curvatura da aresta de corte, a formação de aresta postiça e demais características geométricas da ferramenta (Ferraresi, 1977). Independentemente do caráter aproximado da rugosidade observada nas simulações, procurou-se quantificar-la e os valores obtidos são apresentados na tabela 13. Esses mostraram-se compatíveis com valores usuais de rugosidade média para processos de furação: campo usual de 1,6 μm a 6,3 μm , podendo ser um pouco mais abrangente para condições de usinagem menos usuais (Ferraresi, 1977; Kalpakjian, et al., 2006).

Tabela 13 – Rugosidade média aproximada da superfície usinada. Previsão numérica

Velocidade de corte	Rugosidade média
7,85 m/min	2,2 μm
23,6 m/min	1,3 μm

Os esforços de usinagem foram extraídos das simulações. Os valores das forças médias de usinagem após o estabelecimento de um regime permanente de corte e, quando existentes, dos seus correspondentes momentos torçores médios, encontram-se na tabela 14.

Tabela 14 – Esforços médios de usinagem após sua quase estabilização. Previsão numérica

Velocidade de corte	Força de corte	Momento torçor	Força de avanço
7,85 m/min	149 N	0,4 N·m	15 N
23,6 m/min	200 N	0,5 N·m	38 N

Observa-se que os resultados encontram-se dentro da faixa estimada, pelo método modificado de *MRR* descrito na seção 1.1.1, de 0,2 N m a 1,0 N m. Os resultados também encontram-se próximos da estimativa de 0,3 N m, obtida com o uso da fórmula de Kienzle e das constantes ajustadas para o material DIN St 60.11. Também, levando em conta que o modelo adotado utiliza propriedades mecânicas de um aço ABNT 1045, seus resultados foram comparados com um trabalho experimental da avaliação das forças de corte durante o fresamento de um aço ABNT 1045 (Reddy, et al., 2006). Nessa comparação foi possível observar, apesar da diferença entre os processos e entre os parâmetros de corte utilizados, que os resultados das simulações estão na mesma ordem de grandeza dos resultados experimentais e muito diferentes dos resultados encontrados nos ensaios de furação realizados nesse trabalho.

Gráficos da força de corte e da força de avanço em função do deslocamento da ferramenta encontram-se nas figuras 63 e 64, para a menor velocidade de corte, e nas figuras 65 e 66, para a maior velocidade de corte. A figura 67 consiste em um gráfico que apresenta as tendências dos esforços de usinagem após o estabelecimento de um regime permanente de corte, para as duas velocidades de corte consideradas.

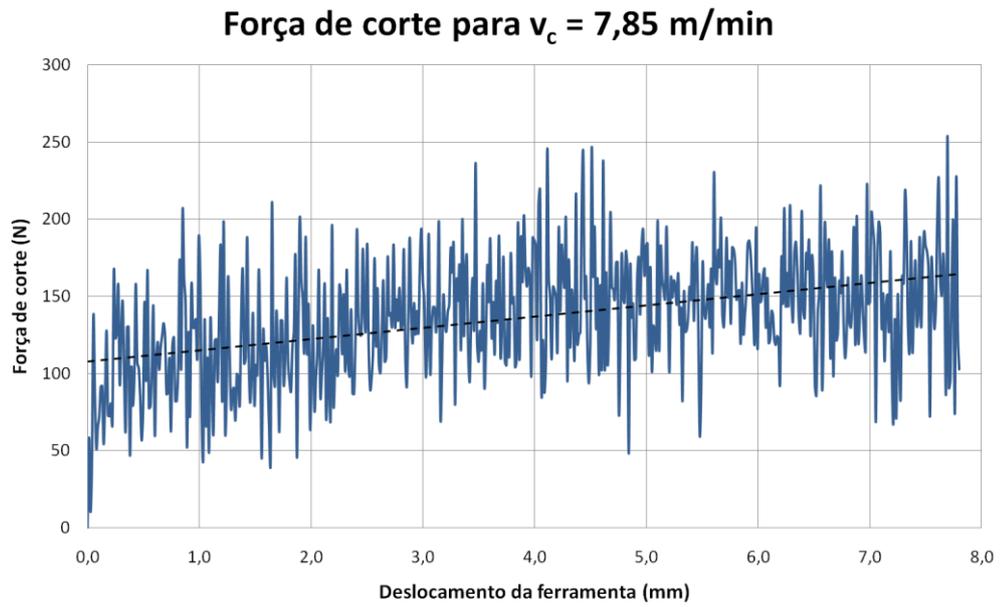


Figura 63. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm). Previsão numérica

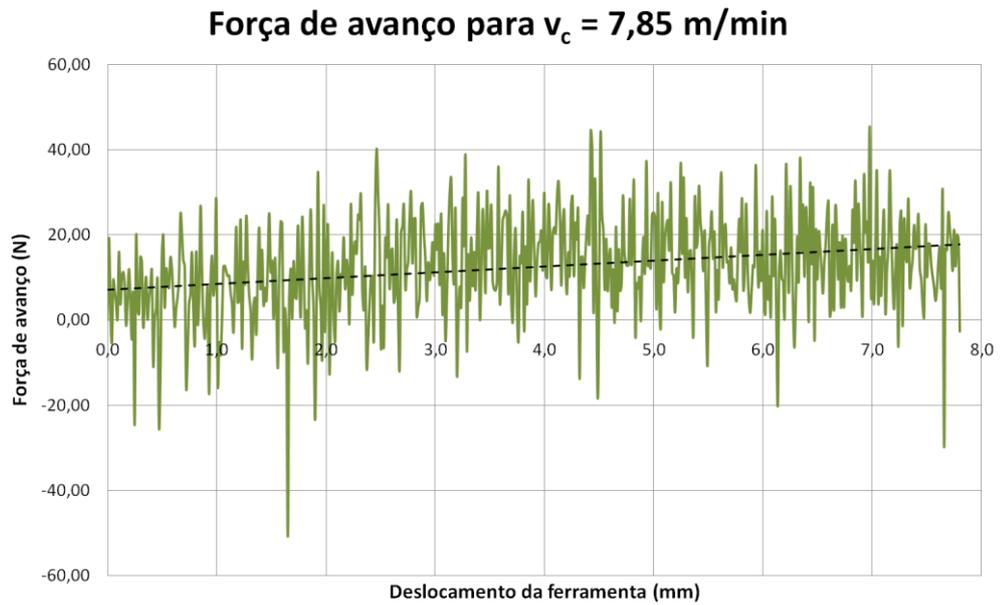


Figura 64. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm). Previsão numérica

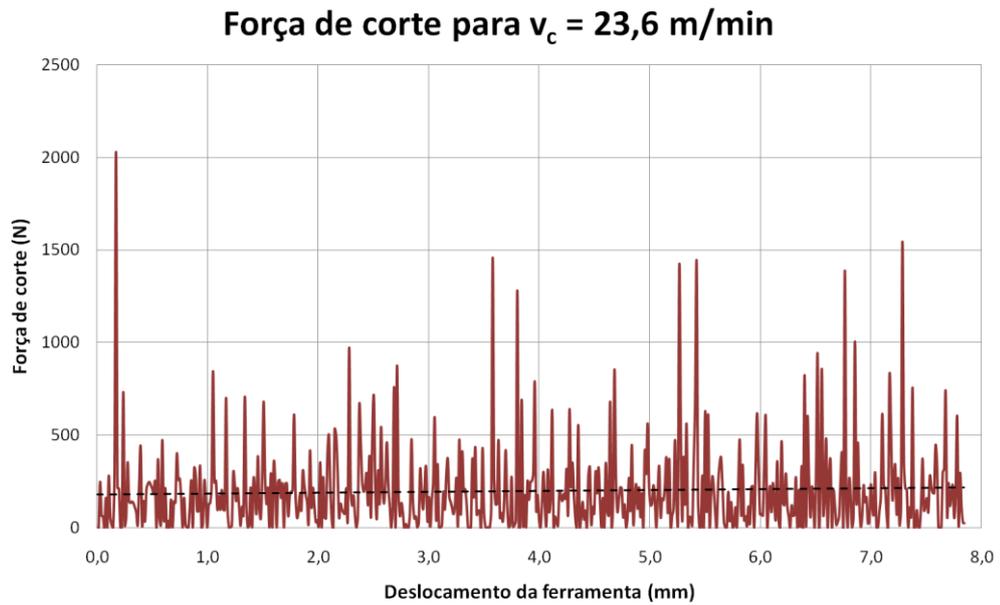


Figura 65. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm). Previsão numérica

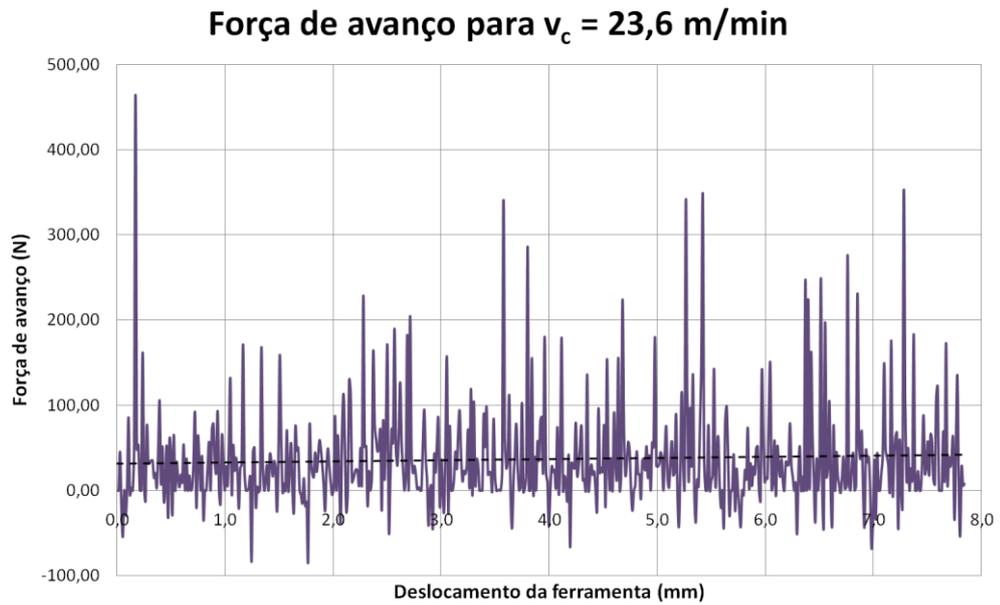


Figura 66. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm). Previsão numérica

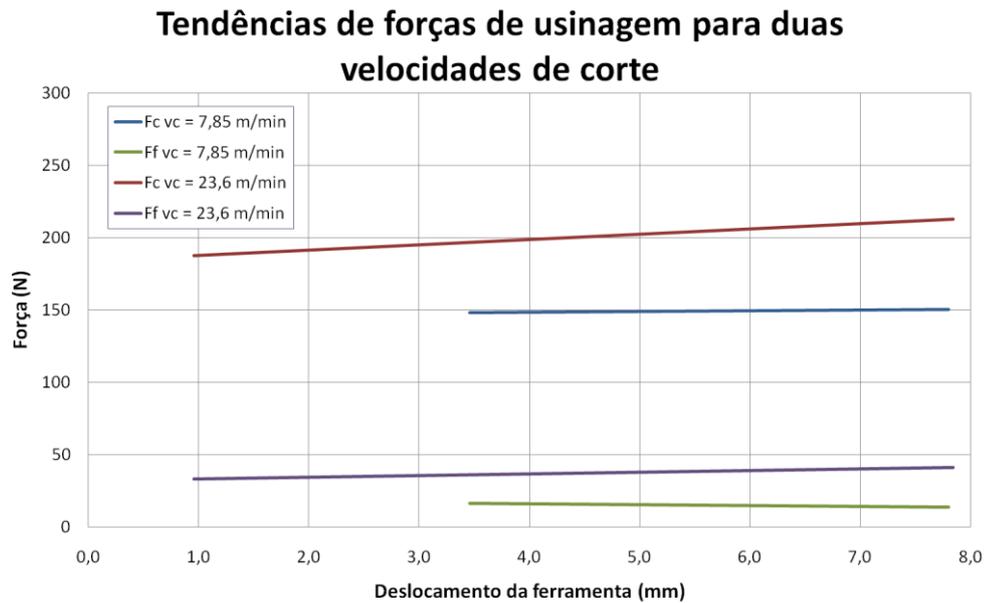


Figura 67. Tendências dos esforços de usinagem, após sua estabilização, para duas velocidades de corte. Previsão numérica. F_c é força de corte, F_f é a força de avanço e v_c é a velocidade de corte. Valores coerentes com as estimativas realizadas pela *material removal rate* e pela fórmula de Kienzle

Observou-se que, com a elevação da velocidade de corte, a força de corte e a força de avanço também aumentaram. Isso está de acordo com os resultados encontrados na literatura (Reddy, et al., 2006). Notou-se também que as forças de corte tenderam a aumentar continuamente com o deslocamento da ferramenta. Isso pode ter sido causado pelo deslocamento do cavaco que, por não apresentar falha, também teve sua inércia elevada continuamente com o avanço da ferramenta. Entretanto, essa variação da força de corte mostrou-se bastante pequena. Assim, mesmo com o problema da remoção exagerada de elementos durante a simulação com a velocidade de corte de 23,6 m/min, seus resultados para uma análise dos esforços de usinagem ainda podem considerados válidos devido à pequena influência das dimensões e da inércia do cavaco, como observado na figura 67.

3.4.1 Resultados obtidos com a adição de inclusões

Como discutido anteriormente, devido à definição de um *self-contact* para uma superfície também sujeita a uma definição de contato por um conjunto de nós, ocorreu o término precoce das simulações com inclusões. Por isso, o deslocamento máximo da broca dessas simulações foi pequeno e poucos resultados foram obtidos. Gráficos das forças de corte e da força de avanço em função do deslocamento da ferramenta podem ser vistos nas figuras de 68 a 71 e os valores médios obtidos para os esforços de usinagem durante o deslocamento simulado da ferramenta podem ser vistos na tabela 15. As figuras Figura 72 e Figura 73 mostram distribuições de tensões equivalentes de Von Mises para as duas velocidades de corte simuladas. As figuras 74 e 75 apresentam a evolução dos problemas de dimensão dos elementos removidos que resultaram no término precoce das simulações.

Tabela 15 – Valores médios dos esforços de usinagem previstos pelas simulações com inclusões. v_c é a velocidade de corte, F_c é a força de corte, M_c é o momento torçor associado à força de corte e F_f é a força de avanço

v_c	Deslocamento máximo	F_c	M_c	F_f
7,85 m/min	0,4 mm	96,2 N	0,2 N·m	9,6 N
23,6 m/min	1,2 mm	203 N	0,5 N·m	37 N

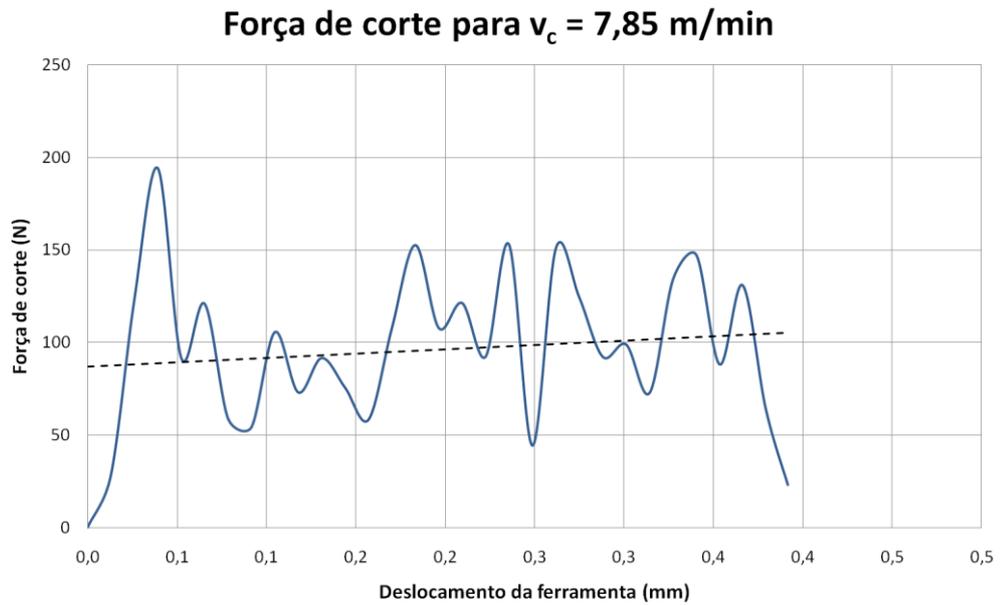


Figura 68. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm). Previsão numérica com a influência de inclusões de MnS

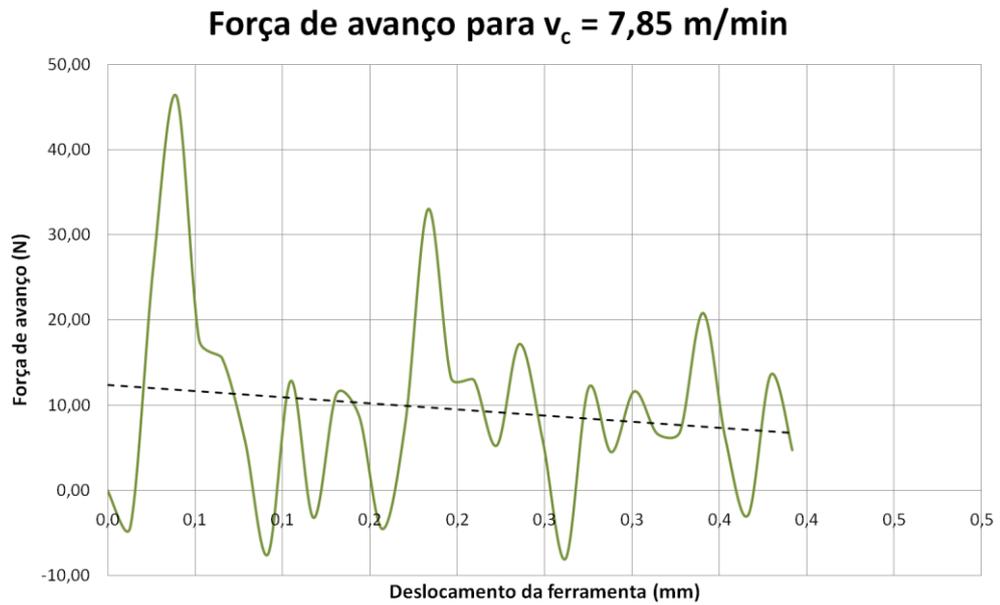


Figura 69. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm). Previsão numérica com a influência de inclusões de MnS

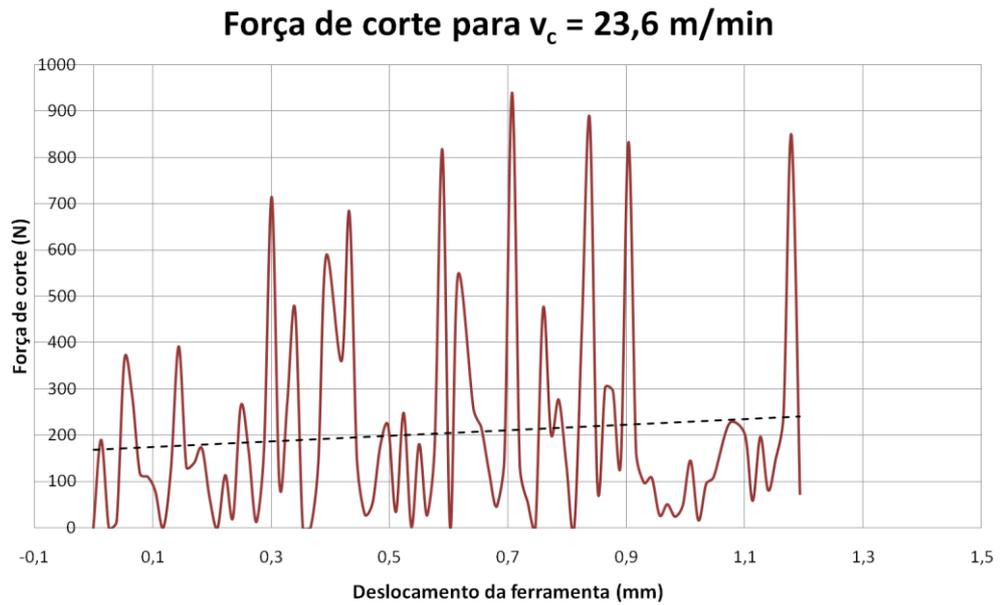


Figura 70. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm). Previsão numérica com a influência de inclusões de MnS

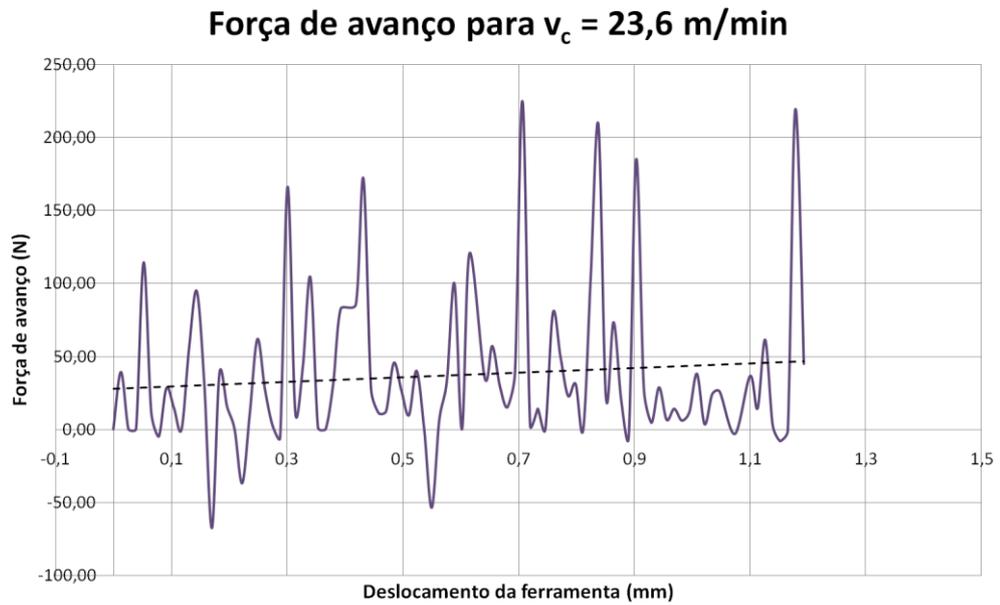


Figura 71. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm). Previsão numérica com a influência de inclusões de MnS

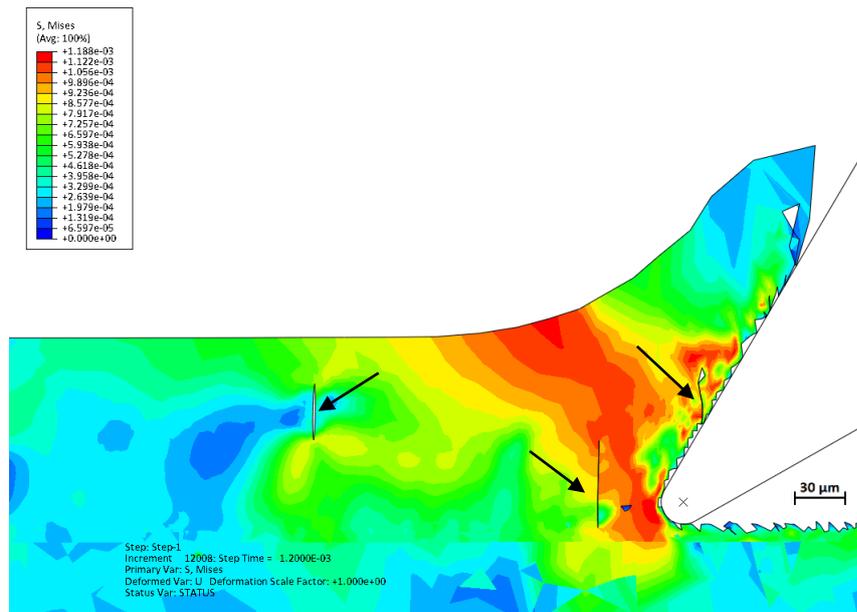


Figura 72. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm) nas simulações com inclusões (indicadas pelas setas)

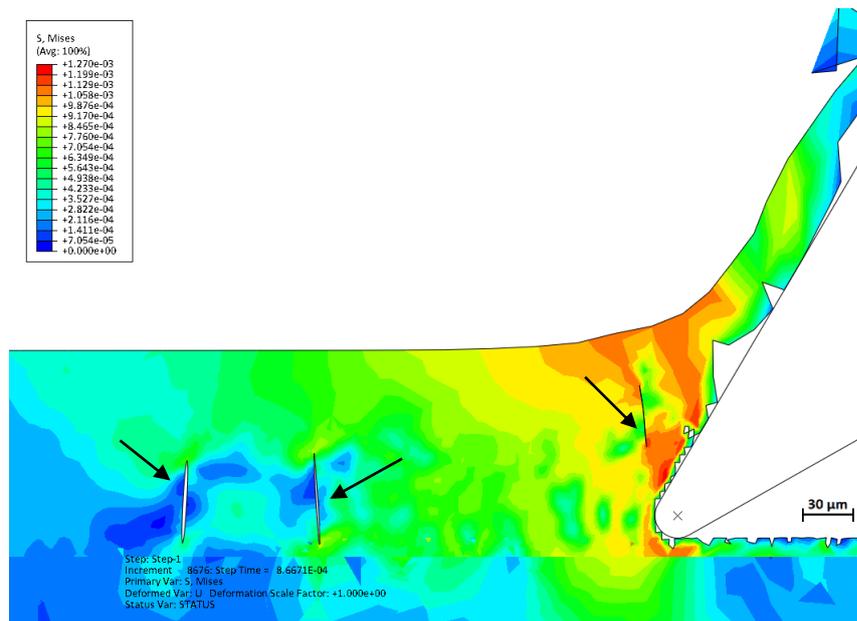


Figura 73. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) nas simulações com inclusões (indicadas pelas setas)

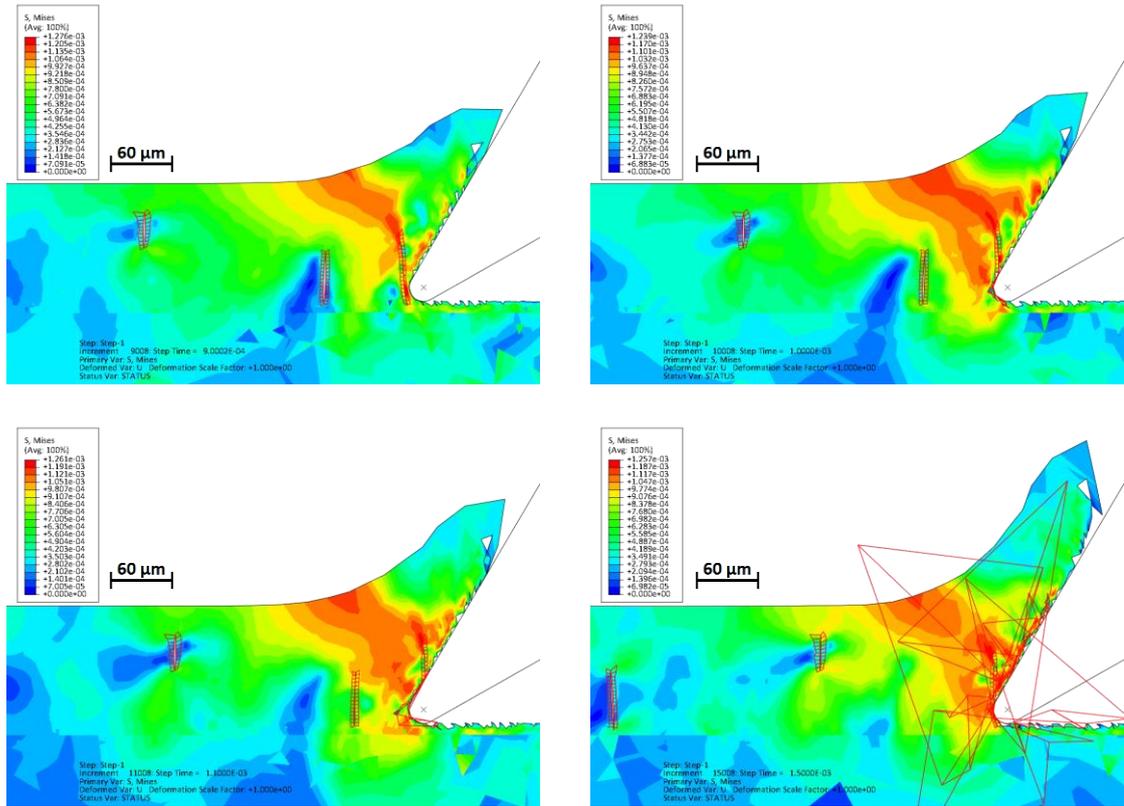


Figura 74. Evolução dos problemas de dimensão dos elementos removidos (polígonos vermelhos) para $v_c = 7,85$ m/min ($N = 500$ rpm)

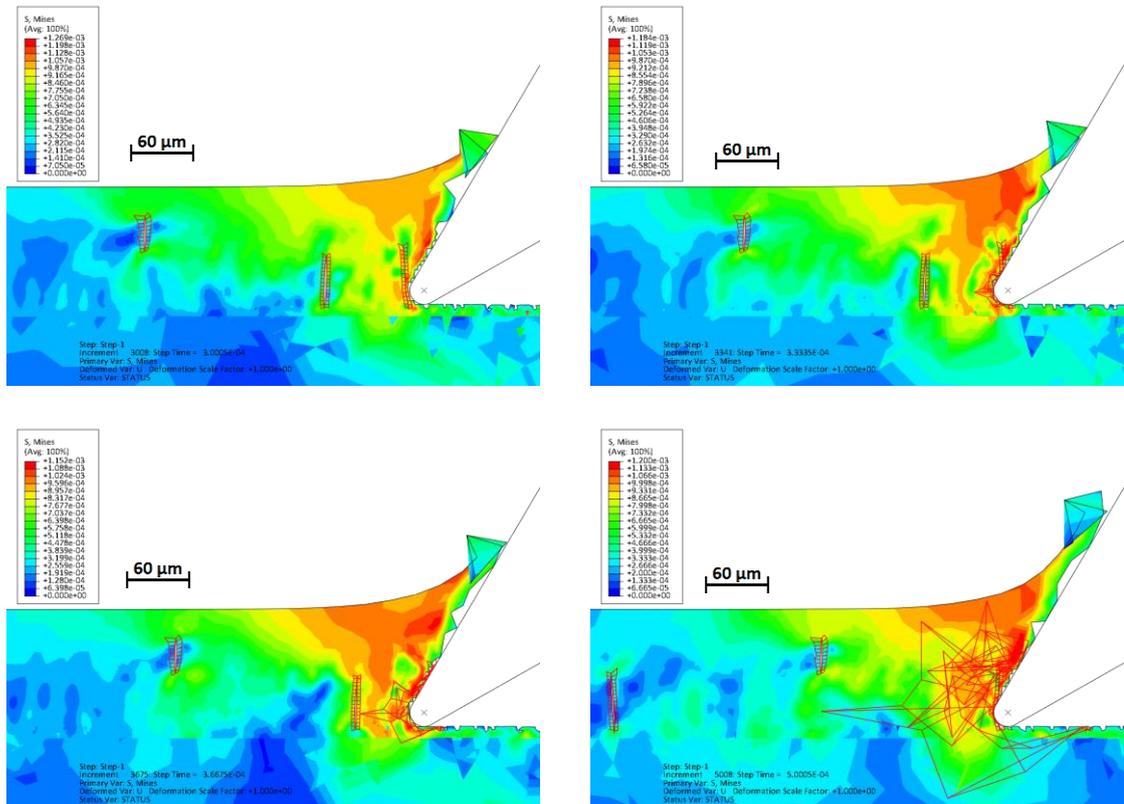


Figura 75. Evolução dos problemas de dimensão dos elementos removidos (polígonos vermelhos) para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm)

Ao realizar a comparação entre as simulações sem e com inclusões pode-se observar que, para a velocidade de corte de 7,85 m/min, os esforços de usinagem tenderam a diminuir, como esperado. Entretanto, devido aos pequenos deslocamentos da ferramenta, os valores médios dos esforços de corte obtidos têm caráter qualitativo e não foi quantificar essa redução. Para a velocidade de corte de 23,6 m/min, os esforços de corte praticamente não se alteraram. Observa-se também que, nas figuras 72 e 73, as inclusões adicionadas foram, como esperado, concentradores de tensão.

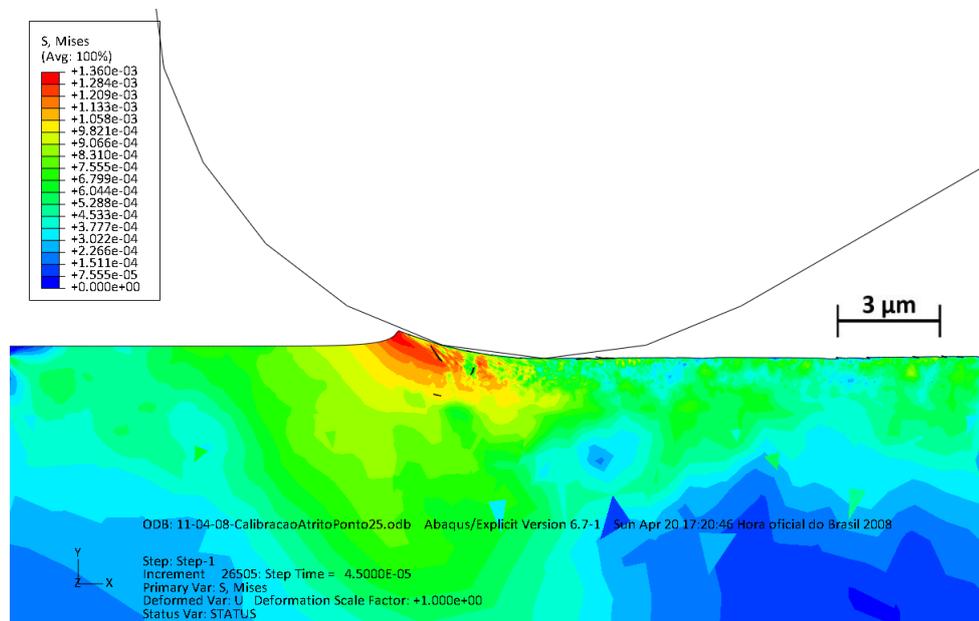
3.4.2 Simulação com os parâmetros utilizados nos ensaios

Como descrito anteriormente, para o modelo numérico foi utilizado um avanço diferente do avanço definido nos ensaios preliminares. Isso se deve ao fato do avanço utilizado nos ensaios ser pequeno, quando comparado ao raio de curvatura da aresta cortante da ferramenta e, com isso, do processo se assemelhar a um processo de riscamento. Apesar do modelo de Johnson-Cook não ser o mais apropriado para a simulação desse processo, foram realizadas simulações para essas condições de usinagem. A figura 76 apresenta a distribuição de tensões equivalentes de Von Mises. Os gráficos da força de atrito e da força normal, equivalentes as forças de corte e de avanço, encontram-se nas figuras 77 e 78 e a tabela 16 mostra os valores médios dos esforços de corte para essas condições de ensaio ($v_c = 23,6$ m/min e $f = 0,01$ mm/s).

Tabela 16 – Esforços médios na ferramenta após sua quase estabilização para um avanço de 0,01 mm/s. Previsão numérica

Velocidade de corte	Força de atrito	Momento torçor	Força normal
23,6 m/min	3,24 N	8 E-03 N·m	7,63 N

Observou-se uma previsão da força normal (equivalente à força de avanço) maior que a da força de atrito (equivalente a força de corte). A diferença com relação às simulações anteriores pode ser explicada pelo processo ser similar ao de riscamento, no qual a força normal é importante. Quando comparado com as estimativas do momento torçor baseadas nas relações de *MRR* e na fórmula de Kienzle, 2,5 E-3 N m e 3,0 E-3 N m, respectivamente, o momento torçor previsto numericamente foi maior, o que também é coerente ao se considerar que a ferramenta não está propriamente cortando o material.

Figura 76. Distribuição da tensão equivalente de Von Mises para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e $f = 0,01$ mm/s

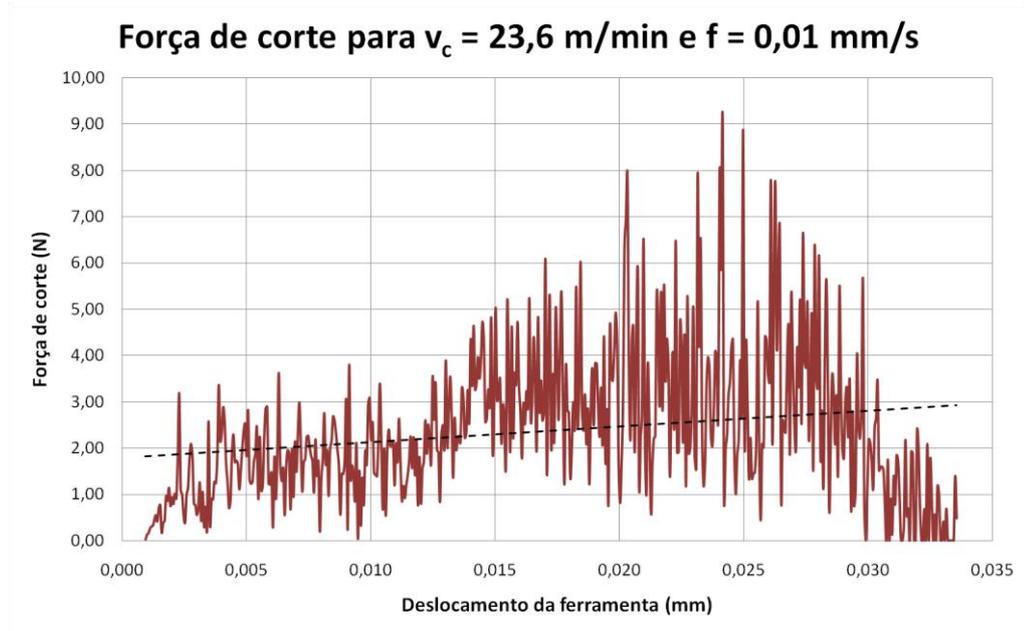


Figura 77. Força de corte em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e $f = 0,01$ mm/s. Previsão numérica

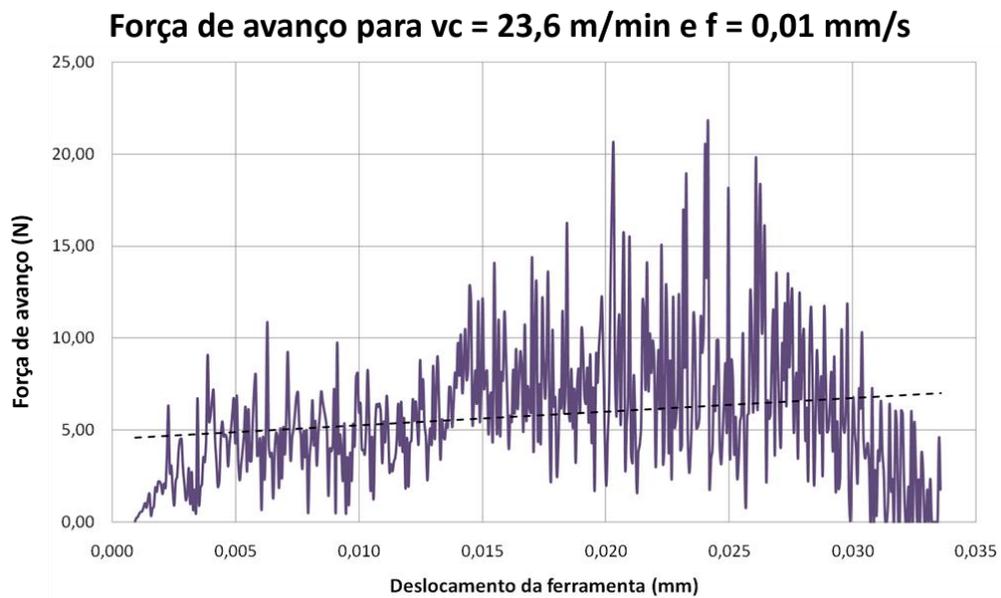


Figura 78. Força de avanço em função do deslocamento da ferramenta para $v_c = 23,6$ m/min ($N = 1500$ rpm) e $f = 0,01$ mm/s. Previsão numérica

4 PRINCIPAIS CONCLUSÕES

As principais conclusões dos resultados obtidos nesse trabalho, tanto no procedimento experimental como no numérico, são apresentados a seguir:

- 1 Para a modelagem geométrica da ferramenta dos modelos numéricos que se desejava desenvolver, procurou-se obter o raio de curvatura da sua aresta principal de corte. Isso foi realizado com os recursos de microscopia estereoscópica do LFS e o raio foi avaliado em 12 μm .
- 2 As microestruturas do material estudado foram observadas utilizando microscopia óptica do Laboratório de Fenômenos de Superfície – EPUSP para a caracterização microestrutural. Foi observada a presença de inclusões. As micrografias também foram utilizadas como referência para a introdução do efeito das inclusões de MnS nos modelos numéricos.
- 3 Foram realizados ensaios de furação em seis corpos-de-prova utilizando-se brocas sem revestimento e revestidas com TiN. A limitação de potência do mini torno-fresadora restringiu as condições de usinagem dos ensaios e só foi possível a avaliação das forças de corte e do desgaste da ferramenta para uma velocidade de corte e um avanço. Mesmo com essa limitação, foi possível avaliar qualitativamente o comportamento das brocas durante a furação. Os momentos torçores médios variaram, para os ensaios com a broca sem revestimento, de 5,71 N·m a 6,88 N·m, e para os ensaios com a broca revestida, de 4,61 N·m a 6,74 N·m. Observou-se que brocas revestidas com TiN, quando novas, apresentam menores esforços de corte que brocas sem revestimento.
- 4 O desgaste das brocas utilizadas nos ensaios foi observado utilizando microscopia estereoscópica. Observou-se a existência de pequenas falhas na aresta de corte da

ferramenta não revestida. Na ferramenta revestida com TiN, também foram observadas falhas em sua aresta de corte.

- 5 Durante a primeira parte do projeto, foi desenvolvido um modelo numérico bidimensional para a previsão dos esforços de corte durante o processo de furação baseado na literatura (Li, et al., 2007). Esse modelo possuía caráter preliminar e era definido com propriedades do aço ABNT 4340, devido à indisponibilidade de propriedades dinâmicas mais próximas das do aço estudado. A malha desse modelo também não foi muito refinada para que o tempo de simulação, dado o caráter qualitativo das simulações, fosse reduzido. O modelo desenvolvido na primeira etapa foi posteriormente aperfeiçoado, ainda que mantida a hipótese de esse ser bidimensional. Nesse processo, procurou-se o uso de propriedades dos modelos de plasticidade e de fratura mais próximas das do material estudado e a malha foi refeita de maneira a reduzir sua influência nos resultados. Para permitir o uso de malhas mais refinadas, as propriedades de dano do material foram definidas apenas nas regiões próximas da ferramenta. Com isso, foi possível a realização de simulações com malhas de mais de 100000 elementos em menos de 3 dias.
- 6 Os resultados obtidos, das simulações com malhas refinadas e propriedades e parâmetros de corte novos, para o momento torçor durante o processo de furação foram de 0,4 N·m para a velocidade de corte de 7,85 m/min e 0,5 N·m para a de 23,6 m/min. Esses resultados encontravam-se dentro do intervalo previsto pelas relações de *MRR* modificadas, que seria de 0,2 N·m a 1,0 N·m, e próximos ao valor calculado com a fórmula de Kienzle, de 0,3 N m. Ao se realizar a comparação dos resultados desse trabalho com resultados experimentais do processo de fresamento de um aço ABNT 1045, em velocidades de corte e avanços superiores às utilizadas, observou-se que eles foram compatíveis (Reddy, et al., 2006). Entretanto, comparando-se

qualitativamente os resultados obtidos nos ensaios de furação realizados nesse trabalho, com avanço menor, e os resultados numéricos, observa-se sensível diferença com o esperado: os momentos torçores medidos utilizando o dispositivo foram maiores do que os momentos torçores previstos numericamente. Como os resultados numéricos encontram-se compatíveis com as expectativas, um problema pode ter ocorrido com a calibração do dispositivo. Mesmo com isso, os resultados obtidos nos ensaios podem ser utilizados de forma qualitativa, para uma análise da variação dos esforços de corte com relação ao tipo de broca e ao seu desgaste.

- 7 Ao se observar os resultados das simulações, no que diz respeito à formação de cavaco e as distribuições de tensões, constatou-se que o modelo não estava adequado para a velocidade de corte mais elevada. Para tais condições de usinagem, a remoção de elementos durante o processo de falha foi excessiva, prejudicando os resultados. Uma possível causa desse problema pode estar relacionada com o refino ainda insuficiente da malha nas regiões do material em contato com a ferramenta. Deve-se considerar, porém, que tal refino elevaria o tempo de simulação e o tamanho dos arquivos de dados gerados, limitando as simulações. Para a malha utilizada de 104332 elementos, o tamanho desses arquivos estava em torno de 8 gigabytes. Como durante a realização do trabalho faz-se necessária a realização e o armazenamento de várias simulações, e levando em consideração os recursos computacionais disponíveis, não foi realizado um maior refino da malha.
- 8 O modelo desenvolvido pôde ser considerado como útil no sentido da previsão dos esforços de usinagem, mas inapropriado em análises do cavaco na velocidade de corte mais alta.
- 9 Procurou-se introduzir a presença de inclusões de MnS na microestrutura dos modelos numéricos. Essas foram definidas como vazios elípticos na malha e suas

dimensões foram definidas de acordo com as micrografias obtidas do material por microscopia óptica. Devido à indisponibilidade, no ABAQUS, de algoritmos de contato apropriados para interações, em modelos bidimensionais, entre superfícies de um mesmo material (*self-contact*), que também participem de definições de contato por conjuntos de nós (*node regions*), as simulações terminavam de maneira precoce. Os resultados obtidos antes da divergência das simulações foram analisados e observou-se, de modo geral, uma tendência compatível com o comportamento real do material.

- 10 Procurou-se definir a ferramenta, nas simulações, como deformável o que permitiria a análise dos campos de tensões e de deformações da broca durante o processo de furação. Entretanto, devido ao elevado número de elementos da malha do corpo-de-prova e ao número de elementos necessários na ponta da ferramenta em função de seu pequeno raio de curvatura, a simulação com os recursos disponíveis no momento tornou-se inviável. Não foram gerados, portanto, resultados para as simulações realizadas com a definição de uma ferramenta deformável.
- 11 Foram feitas simulações com as condições de usinagem utilizadas nos ensaios de furação, apesar de, para elas, os modelos de plasticidade e de fratura de Johnson-Cook não serem os mais apropriados. Foram obtidos valores um pouco maiores que as estimativas baseadas em *MRR*. Isso pode estar relacionado com o fato de que avanços muito pequenos em relação ao raio de curvatura da ferramenta causam um aumento na força de avanço, semelhante ao que ocorre no riscamento.
- 12 O refino da malha no modelo bidimensional, a fim de permitir uma análise simplificada do cavaco, não será suficiente para que sejam possíveis análises com inclusões. Portanto, como evolução do presente modelo, faz-se necessário o desenvolvimento de um modelo tridimensional para o qual seja possível definir o

contato entre os elementos e a ferramenta, no *software*, de maneira mais completa e eficaz.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abouelatta, O. B. e Máld, J. 2001.** Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001, Vol. 118, pp. 269-277.
- Altintas, Yusuf. 2000.** *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. New York : Cambridge University Press, 2000.
- Anurag, S. e Guo, Y. B. 2007.** A modified micromechanical approach to determine flow stress of work materials experiencing complex deformation histories in manufacturing processes. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2007, Vol. 49, pp. 909-918.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas. 1991.** *NBR 12545: conceitos da técnica de usinagem - forças, energia, trabalho e potências*. Rio de Janeiro : s.n., 1991.
- . **1989.** *NBR 6162: movimentos e relações geométricas na usinagem dos metais*. Rio de Janeiro : s.n., 1989.
- Castillo, W., Schroeter, R. e Stoeterau, R. 2005.** *Furação profunda de ferro cinzento GG25 com brocas de metal-duro com canais retos. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina*. Florianópolis : s.n., 2005.
- Correa, P. A., et al. 2007.** stress analysis of the machining process through finite element method (FEM): Effect of a single MnS inclusion. In: 19th International Congress of Mechanical Engineering. *COBEM 2007: proceedings*. Brasília : s.n., 2007.
- Costa Neto, P. L. O. 2002.** *Estatística*. São Paulo : Edgard Blücher, 2002.
- Dieter, G. E. 1981.** *Metalurgia mecânica*. Rio de Janeiro : Guanabara Koogan S.A., 1981.
- Diniz, A. E., Marcondes, F. C. e Coppini, N.L. 2000.** *Tecnologia da usinagem*. 2ª Edição. São Paulo : Art Líber Editora, 2000.
- Ferraresi, D. 1977.** *Fundamentos da usinagem dos metais*. São Paulo : Edgard Blücher Ltda., 1977.
- Gere, James M. 2003.** *Mecânica dos materiais*. São Paulo : Pioneira Thomson Learning, 2003.
- Grzesik, W. 1996.** A revised model for predicting surface roughness in turning. *Wear*. 1996, Vol. 194, pp. 143-148.
- Guo, Y. B. 2003.** An integral method to determine the mechanical behaviour of materials in metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003, Vol. 142, pp. 72-81.
- Huebner, Kenneth H. e Thornton, Earl A. 1982.** *The finite element method for engineers*. 2ª Edição. USA : John Wiley & Sons, 1982.

Jian, L., Cui, K. e Hänninen, H. 1996. Effects of the composition, shape factor and area fraction of sulfide inclusions on the machinability of re-sulfurized free-machining steel. *Journal of Materials Processing Technology*. 1996, Vol. 58, pp. 160-165.

Johnson, G. R. e Cook, W. H. 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*. 1985, Vol. 21, pp. 31-48.

Kalpakjian, S. e Schmid, S. 2006. *Manufacturing engineering and technology*. 5ª Edição. USA : Pearson Education, 2006.

Kao, W. H., Su, Y. L. e Yao, S. H. 2006. Tribological property and drilling application of Ti-C:H and Cr-C:H coatings on high-speed steel substrates. *Vacuum*. 2006, Vol. 80, pp. 604-614.

Komanduri, R. e Brown. 1981. On the mechanics of chip segmentation in machining. *Journal of Engineering for Industry*. 1981, Vol. 103.

Komanduri, R., Chandrasekaram, N. e Raff, L. M. 2001. Molecular dynamics (MD) simulation of uniaxial tension of some single-crystal cubic metals at nanolevels. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2001, Vol. 43, pp. 450-456.

Kovac, P., Sidjanin, L. 1997. Investigation of chip formation during milling. *International Journal of Production Economics*. 1997, Vol. 51, pp. 149-153.

Li, Rui e Shih, A. J. 2007. Spiral point drill temperature and stress in high-throughput drilling of titanium. *Transactions of NAMRI/SME*. 2007, Vol. 35, pp. 2005-2017.

Machado, I. F., et al. 2003. An investigation of the effect of machining parameters on the strain induced martensite formation during turning in an austenitic stainless steel. In: 17 TH INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, 2003, São Paulo. *COBEM 2003: proceedings*. São Paulo : s.n., 2003.

Machado, I. F., et al. 2005. Relação existente entre a microestrutura de alguns aços inoxidáveis austeníticos, formação de cavaco, força de corte e o acabamento superficial no processo de torneamento. In: 30 CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 2005, Joinville. *COBEF: resumos*. Joinville : s.n., 2005.

Metals... 1989. *Metals handbook: machining*. USA : ASM, 1989. Vol. 16.

Meyers, M. A. e Chawla, K. K. 1999. *Mechanical behavior of materials*. New Jersey : Prentice-Hall, 1999.

Miranda, G. W. A. e Coppini, N. L. 2003. *Uma contribuição ao processo de furação sem fluido de corte com broca de metal duro revestida com TiAlN*. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Estadual de Campinas. Campinas : s.n., 2003.

Norrie, D. H. 1973. *The finite element method: fundamentals and applications*. New York : Academic Press, 1973.

Özel, T. e Karpaz, Y. 2007. Identification of constitutive material model parameters for high-strain rate metal cutting conditions using evolutionary computational algorithms. *Materials and Manufacturing Processes*. 2007, Vol. 22.

Padilha, A. F. e Ambroizinho Filho, F. 1985. *Técnicas de análise microestrutural*. São Paulo : Hemus, 1985.

Peckener, D. e Bernstein, I. M. 1977. *Handbook of stainless steels*. USA : McGraw Hill, 1977.

Pinto Filho, P. R. P. e Machado, I. F. 2007. *Projeto e construção de dispositivo para medição de forças de usinagem em processo de furação*. Monografia de trabalho de formatura. Universidade de São Paulo. São Paulo : s.n., 2007.

Pinto Filho, P. R. P., Sanches, H. A. B. e Machado, I. F. 2006. Construção de dispositivos para medição de forças de usinagem em processo de furação. In: VII ENCONTRO DE INICIAÇÃO CIENTÍFICA - LABORATÓRIO DE FENÔMENOS DE SUPERFÍCIE, 2006, São Paulo. . *Anais*. São Paulo : EPUSP, 2006.

Reddy, N. S. K e Rao, P. V. 2006. Experimental investigation to study the effect of solid lubricants on cutting forces and surface quality in end milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 2006, Vol. 46, pp. 189-198.

Rios, M. R. S. e Novaski, O. 2002. *Estudo do comportamento do fluido sintético na furação de aço inoxidável*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Estadual de Campinas. Campinas : s.n., 2002.

Saï, W. B., Salh, N. B. e Lebrun, J. L. 2001. Influence of machining by finishing milling on surface characteristics. *International Journal of Machine Tools & Manufacturing*. 2001, Vol. 41, pp. 443-450.

Saladarriaga, Pablo A. C. e Machado, I. F. 2008. *Estudo dos campos de tensão gerados por inclusões durante o processo de torneamento em aços ABNT 1045 utilizando o método dos elementos finitos*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo : s.n., 2008.

Santos, Diego F. G. e Machado, I. F. 2008. *Caracterização microestrutura, mecânica e durante o processo de torneamento de aços ABNT 1045 e ABNT 1145 para avaliação do efeito do enxofre*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo : s.n., 2008.

Scandiffio, I. 2000. *Uma contribuição ao estudo do corte a seco e ao corte com mínima quantidade de lubrificante em torneamento de aço*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas. Campinas : s.n., 2000.

Shaw, M. C. 1984. *Metal cutting principles*. Great Britan : Clarendon Press, 1984.

Shi, L. e Liu, C. R. 2004. The influence of material models on finite element simulation of machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2004, Vol. 126.

Staker, M. R. 1980. On adiabatic shear band determinations by surface observations. *Scripta Metallurgica*. 1980, Vol. 14, pp. 677-680.

Systemes, Dassault. 2007. *ABAQUS version 6.7 documentation*. [1 CD-ROM] 2007.

Timoshenko e Gere. 1994. *Mecânica dos sólidos*. [trad.] José Rodrigues de Carvalho. Rio de Janeiro : Livros Técnicos Científicos, 1994.

Trent, E. M. e Wright, P. K. 2000. *Metal cutting*. 4ª Edição. USA : Butterworth-Heinemann, 2000.

Assinaturas:

Aluno: Jonas Tadeu Silva Malaco Filho

(Carta em anexo)

Orientadora: Izabel Fernanda Machado