

ESTUDO DO GRAU DE DEFORMAÇÃO E DA VELOCIDADE DO CAVACO NO TORNEAMENTO

Adriane Lopes Mougo

Felipe Oliveira Arydes

Rodrigo Franco Côrtes

Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Campus Nova Iguaçu, Rio de Janeiro

adriane.mougo@cefet-rj.br

felipe.arydes@aluno.cefet-rj.br

rodrigo.cortes@aluno.cefet-rj.br

Luísa de Amorim Makhoul Gomes

luisa.makhoul@mecanica.coppe.ufrj.br

Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil

Resumo: O grau de deformação gerado no material ao passar pelo plano de cisalhamento primário é influenciado pelo material da peça e pelas condições de corte. Além deste parâmetro, a velocidade do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta é capaz de indicar sua vida útil, pois ambas são influenciadas principalmente pela velocidade de corte. Dentre os materiais mais utilizados na indústria de petróleo e gás tem-se os aços inoxidáveis duplex e superduplex, que apresentam alta resistência mecânica e resistência à corrosão. Outros aços inoxidáveis, como o AISI 316 e o AISI 410, também apresentam estas propriedades de resistência mecânica e corrosão, mas separadamente. Neste contexto, o objetivo deste trabalho é analisar o grau de deformação e a velocidade do cavaco durante o processo de torneamento destes três aços inoxidáveis considerando dois níveis de velocidade de corte e de avanço da ferramenta. O ângulo de cisalhamento primário será calculado a partir dos dados da força de usinagem experimentais e do modelo do corte ortogonal de Merchant. O grau de recalque será calculado pelo mesmo modelo e a partir da medição da espessura do cavaco no MEV. Os resultados mostraram o aumento do grau de deformação com o aumento da velocidade de corte, sua redução com o aumento do avanço e, finalmente, que o aumento da velocidade de corte aumenta a velocidade do cavaco. Para estes resultados, foi observado que os valores encontrados para o aço superduplex ficou entre os valores dos outros dois materiais.

Palavras-chave: Torneamento; Grau de deformação; Velocidade do cavaco, Aço inoxidável

1. INTRODUÇÃO

Os aços inoxidáveis superduplex apresentam propriedades extremamente relevantes na aplicabilidade industrial devido a sua excelente resistência a corrosão, seus altos valores de resistência mecânica e elevada tenacidade (Pardal, 2012; Vogel et al., 2013; Tavares et al., 2013). Essas características são explicadas pela sua principal característica: uma microestrutura bifásica composta por ferrita e austenita presentes em proporções semelhantes, onde cada fase concede características específicas ao material (Pardal et al., 2009). Por exemplo, a presença da fase ferrítica confere um aumento considerável do limite de resistência mecânica e corrosiva sob tensão nos aços em questão, quando comparados com os inoxidáveis austeníticos (Bastos et al., 2007; Bordinassi et al., 2006). Desta forma, estes aços se diferenciam dos inoxidáveis austeníticos e ferríticos, explicando assim a sua alta utilização em setores industriais, como por exemplo, em indústrias petroquímicas e navais, assim como sua utilização em trocadores de calor, tubulações, bombas e outros componentes necessários para a produtividade deste setor (Pardal, 2012).

O estudo dos aços superduplex faz parte de uma categoria de materiais ainda em expansão. A área de investigação destes aços trata da influência dos parâmetros de corte e do tamanho médio do grão na vida útil da ferramenta e na integridade da peça usinada, seja na usinagem convencional ou na microusinagem. A usinagem deste aço pode apresentar as mesmas problemáticas já observadas em outros materiais, sendo importante conhecer suas principais características e selecionar adequadas condições de corte (Mougo, 2016).

Grande parte do estudo na área da usinagem destes aços trata da fabricação de peças cilíndricas por torneamento para implantação em sistemas de exploração e tratamento químico no setor de petróleo e de gás. Esta aplicação justifica os estudos voltados para pesquisas sobre a qualidade superficial e subsuperficial da peça após a remoção do cavaco e como o material se comporta em meios agressivos através de ensaios de corrosão (Araujo et al., 2014; Mougo et al., 2015; Mougo, 2016). Para entender o controle desta qualidade de superfície é necessário compreender os mecanismos de formação do cavaco, principalmente no que se refere às forças geradas durante o corte e à deformação sofrida pelo material quando passa da condição indeformada para cavaco (Oliveira et al., 2013).

Uma forma de analisar o grau de deformação é analisar sua integridade, como dureza, geometria ou, no caso deste artigo, sua deformação por cisalhamento. Grau de deformação é uma medida da quantidade de deformação que um material sofre. Como consequência do grau de deformação sofrido, há aumento na resistência do material (encruamento), o que reduz, também, a ductilidade. Isso ocorre pela deformação permanente no material devido a alteração da sua estrutura cristalina ao passar pelo plano de cisalhamento primário (Duan et al., 2006; Machado et al., 2015).

Além da deformação, a velocidade com que o cavaco escoa sobre a superfície de saída da ferramenta pode ajudar no estudo dos mecanismos de desgaste e vida útil da ferramenta de corte. Quando as velocidades de corte e do cavaco são baixas, e incapazes de gerar um cisalhamento adiabático no cavaco, a curvatura deste cavaco será consideravelmente grande e, por consequência, a área de contato na zona secundária é menor. Com isso, o atrito neste contato é alto e o grau de deformação tende a ser menor.

Neste contexto, o objetivo principal deste trabalho é analisar o grau de deformação e a velocidade dos cavacos gerados durante o torneamento dos aços inoxidáveis superduplex UNS S32760, austenítico AISI 316 e ferrítico AISI 410. Para este estudo serão utilizados dois níveis de velocidade de corte e dois níveis de avanço da ferramenta. Para o cálculo da deformação e da velocidade do cavaco, serão utilizadas as equações clássicas do corte ortogonal. O ângulo de cisalhamento primário será obtido de duas formas: como função do grau de recalque e como função do ângulo de cisalhamento na zona secundária. Este último é proposto por Merchant em 1951.

2. MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os materiais utilizados neste trabalho foram o UNS S32760, o AISI 316 e o AISI 410. Todos os corpos de prova envolvidos apresentam diâmetro e comprimento de, respectivamente, 38 mm e 200 mm cada. As Tabelas (1) e (2) mostram as composições químicas e as propriedades mecânicas de cada aço fornecido pelo fabricante.

Tabela 1. Composição química dos aços inoxidáveis

Aço	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Cu	N	W	Co
AISI 316	0,015	0,52	1,48	16,81	10,35	2,05	0,48	0,052	-	0,12
AISI 410	0,13	0,35	0,55	12,11	0,40	0,05	0,07	0,015	-	0,030
UNS S32760	0,014	0,40	0,60	24,97	6,90	3,65	0,59	0,25	0,52	-

Tabela 2. Propriedades mecânicas dos aços

Aço	Dureza (HB)	Tensão de esc. (MPa)
AISI 316	178	605
AISI 410	143	563
UNS S32760	247	803

Para realizar o processo de corte foi utilizada uma ferramenta de corte (pastilhas) recomendada para torneamento de aços inoxidáveis, Figura (2). O porta-ferramenta utilizado foi o S16R STFCR-11. A pastilha escolhida foi de metal duro TCMT110204 VP15TF da Mitsubishi Materials, com raio de ponta de 0,4 mm, ângulo de ponta de 60°, ângulo de saída de 7° e espessura de 2,381 mm.



Figura 2. Porta ferramenta e pastilha para torneamento utilizados neste trabalho.

Para o processo de torneamento foi utilizado o torno convencional Nardini, modelo Mascote MS 205 X 1000, Figura (3). Esta máquina ferramenta pertence ao Laboratório de Pesquisas em Usinagem (LABUS), do CEFET/RJ - Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Campus Maracanã. As características do torno são apresentadas na Tabela (3). Para o estudo em questão, o processo utilizado neste trabalho foi considerado como corte ortogonal para possibilitar a utilização das equações analíticas de Merchant.



Figura 3. Torno Nardini LABUS – CEFET/RJ (Nery, 2013).

Tabela 3. Dados técnicos do torno (Nery, 2013).

Dados	Características
Rotações	18: 31,5 – 2500 rpm
Motor principal	6,75 CV
Avanço longitudinal	48:0,042–1,013 mm
Avanço transversal	48: 0,021 – 0,5 mm
Eficiência	80%

Para aquisição das forças de corte foi utilizado um dinamômetro marca Kistler, modelo 9257BA. Este dinamômetro tem capacidade de emissão de forças nos eixos x, y e z com sensibilidade de 10 mV/N para x,y e 5,0 mV/N para z. Com este sensor é possível medir a força de avanço F_f (direção x), a força passiva F_p (direção y) e a força de corte F_c (direção z). Os sinais do dinamômetro são transferidos para um condicionador de sinais Kistler modelo 5233A1, com 3 canais, sinal de saída de $\pm 5V$.

O condicionador direciona os sinais para uma placa de aquisição de dados (digitalizador A/D), da National Instruments, modelo USB6221 BNC com 8 canais de entrada analógicos, resolução de 16 bits, taxa de amostragem de 250 kS/s, faixa máxima de tensão de $\pm 10 V$ e faixa mínima de tensão de $\pm 200 mV$. Este digitalizador A/D enviou os dados ao computador através do programa LabVIEW Signal Express, com frequência de aquisição de 2000 Hz (Fonseca et al., 2008).

Considerando um planejamento experimental com 2 fatores, 2 níveis cada e 3 repetições tem-se um total de 12 testes para cada aço inoxidável. A Tabela (4) apresenta este planejamento experimental. A ordem dos testes foi randomizada, para garantir que os valores da força de corte não fossem fortemente influenciados pelo desgaste da ferramenta. Para cada aço foi utilizada uma aresta nova. A profundidade de corte foi de 0,25 mm e não foi utilizado fluido de corte.

Tabela 4. Dados experimentais

Experimento	ft (mm)	n (rpm)	Vc (m/min)
A	0,094	500	60
B	0,199	500	60
C	0,094	800	95
D	0,199	800	95

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

As forças nas direções de corte (F_c) e de avanço (F_f) são apresentadas na Tabela 5, para cada material. A partir destes valores é possível calcular o coeficiente de atrito (μ) pelo modelo de Merchant considerando o corte ortogonal, como mostra a Equação (1). Nesta equação F e N são as forças de atrito e normal à superfície de saída da ferramenta, respectivamente. As forças F_c e F_f foram apresentadas na Tabela 5 e γ é o ângulo de saída, com valor 7° . A Tabela 6 apresenta os resultados de μ para cada material. É possível observar que as variações da força de corte experimental e do atrito são influenciadas principalmente pela variação do avanço da ferramenta. Assim, quanto maior o avanço e a área da seção transversal do cavaco, maior será a força necessária para formar o cavaco.

Exp.	f (mm)	n (rpm)	Superduplex Força (N)		AISI 316 Força (N)		AISI 410 Força (N)	
			F_c	F_f	F_c	F_f	F_c	F_f
A	0.094	500	67.84	28.99	63.97	23.93	57.10	22.59
B	0.199	500	107.26	31.75	109.93	29.11	94.23	28.70
C	0.094	800	68.14	30.71	68.04	26.94	55.25	23.62
D	0.199	800	101.63	30.39	92.55	22.09	77.77	23.12

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{F_c \sin \gamma + F_f \cos \gamma}{F_c \cos \gamma - F_f \sin \gamma} \quad (1)$$

Tabela 6. Coeficiente de atrito (μ).

Exp.	f (mm)	n (rpm)	μ - SD	μ - 316	μ - 410
A	0.094	500	0.5806	0.5208	0.5449
B	0.199	500	0.4346	0.4006	0.4440
C	0.094	800	0.6071	0.5452	0.5808
D	0.199	800	0.4379	0.3704	0.4360

Os aços ferrítico AISI 410 e superduplex apresentam altos teores de carbono (0,13%) e nitrogênio (0,25%), respectivamente. Estes dois elementos tendem a formar uma camada de proteção contra a oxidação da nova superfície formada do cavaco. Esta camada preenche os espaços vazios entre o cavaco e a ferramenta, aumentando a área de contato efetiva e o coeficiente de atrito. Finalmente, o aço austenítico AISI 316 apresenta baixo coeficiente de atrito devido a quantidade de C e N somado ao teor intermediário de Cr e Mo que podem gerar carbonetos na microestrutura, tornando-a frágil e quebradiça. A tendência de encruamento deste aço também facilita a formação de cavacos mais descontínuos e menor coeficiente de atrito.

A espessura do cavaco (h') foi medida com auxílio do microscópio eletrônico de varredura (MEV) e do software ImageJ. Para cada experimento foram realizadas 3 réplicas e de cada réplica foram realizadas 3 medidas de h' . A partir destes valores foram calculados o grau de recalque R_c , que é dada pela razão entre h' e h , sendo esta última a espessura de corte ou avanço da ferramenta (f). Os resultados são apresentados na Tabela 7.

Pode-se observar que apenas para o aço ferrítico AISI 410 a espessura do cavaco foi menor que a espessura de corte e , portanto, o grau de recalque nesses casos foi menor que 1. Este fato pode ser explicado pela formação de aresta postiça de corte. Este fato pode ser explicado pela formação de aresta postiça de corte durante a usinagem. Esta aresta altera o mecanismo de formação do cavaco e dificulta a medida exata de sua espessura.

Tabela 7. Espessura do cavaco (h') e grau de recalque (R_c).

Exp.	f (mm)	n (rpm)	h' - SD	h' - 316	h' - 430	R_c - SD	R_c - 316	R_c - 410
A	0,094	500	0,1364	0,1382	0,1672	1,4511	1,4703	1,7790
B	0,199	500	0,2009	0,2443	0,1835	1,0095	1,2278	*0,9220
C	0,094	800	0,1825	0,1720	0,1960	1,9415	1,8302	2,0853
D	0,199	800	0,2066	0,2038	0,1574	1,0382	1,0241	*0,7911

*o grau de recalque pode ter sido menor que 1 devido a formação da aresta postiça de corte

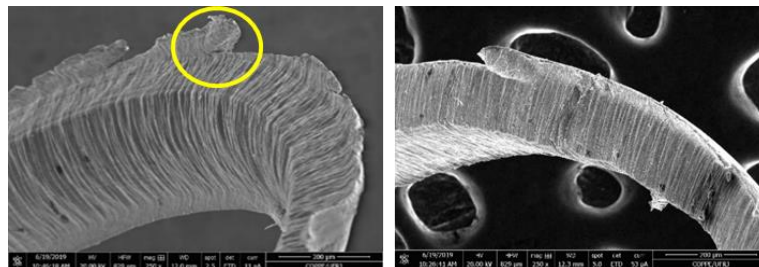


Figura 6. Aderência do material da aresta postiça de corte no cavaco do aço ferrítico AISI 410.

O valor de R_c ou h' pode ser relacionado com a quantidade de deformação (ϵ) sofrida pelo material ao passar pelo plano de cisalhamento primário e, portanto, é utilizado no cálculo do ângulo de cisalhamento primário ϕ . Este ângulo é dependente das condições de corte empregadas, do material da peça e da ferramenta de corte dentre outros, sendo utilizados como indicativos da quantidade de deformação e de tensões residuais geradas no cavaco e na superfície usinada. Um grau de recalque elevado, que corresponde a um pequeno ângulo de cisalhamento, significa grande quantidade de deformação e baixa velocidade de saída do cavaco (Micheletti, 1980).

As equações (2) e (3) apresentam uma resolução analítica para calcular o ângulo de cisalhamento primário considerando o grau de recalque (R_c) e o ângulo de atrito no contato cavaco-ferramenta (β). A primeira é chamada de modelo do corte ortogonal e a segunda é o modelo de Merchant. A equação (4) calcula a deformação dos materiais a partir deste ângulo e a Equação (5) apresenta o cálculo da velocidade do cavaco. Os resultados são apresentados nas Tabelas (8-11). Relacionando estes resultados é possível observar que quando o ângulo de cisalhamento primário é baixo, os valores da deformação do material ao passar por este plano são maiores. Por consequência, a velocidade do cavaco tende a ser menor também.

$$\phi_1 = \tan^{-1} \frac{\cos \gamma}{R_c - \sin \gamma} \quad (2)$$

$$\phi_2 = 45^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\beta}{2} \quad (3)$$

$$\varepsilon = tg(\phi - \gamma) + cotg(\phi) \quad (4)$$

$$V_{cav} = V_c \frac{cos\gamma}{cos(\phi-\gamma)} \quad (5)$$

Tabela 8. Ângulo de cisalhamento pelos modelos do corte ortogonal (ϕ_1) e de Merchant (ϕ_2)

Exp	f (mm)	n (rpm)	ϕ_1 - SD	ϕ_1 - 316	ϕ_1 - 430	ϕ_2 - SD	ϕ_2 - 316	ϕ_2 - 430
A	0,094	500	36,74	36,35	30,91	33,43	34,74	34,21
B	0,199	500	48,19	41,90	51,12	36,76	37,58	36,53
C	0,094	800	28,61	30,15	26,81	32,87	34,20	33,43
D	0,199	800	47,28	47,72	56,01	36,67	38,34	36,85

Tabela 9. Grau de deformação pelo modelo do corte ortogonal e Merchant

Exp	f (mm)	n (rpm)	Corte ortogonal (ϕ_1)			Merchant (ϕ_2)		
			ε - SD	ε - 316	ε - 410	ε - SD	ε - 316	ε - 410
A	0,094	500	1,91	1,92	2,11	2,01	1,97	1,98
B	0,199	500	1,76	1,81	1,77	1,91	1,89	1,92
C	0,094	800	2,22	2,14	2,33	2,03	1,98	2,01
D	0,199	800	1,77	1,77	1,82	1,91	1,87	1,91

Tabela 10. Velocidade de escoamento do cavaco com ϕ_1

Exp.	f (mm)	n (rpm)	V_{cav} - SD	V_{cav} - 316	V_{cav} - 410
A	0,094	500	41,07	33,92	36,45
B	0,199	500	59,13	40,62	70,32
C	0,094	800	49,19	43,59	49,75
D	0,199	800	91,99	77,91	131,13

Tabela 11. Velocidade de escoamento do cavaco com ϕ_2

Exp.	f (mm)	n (rpm)	V_{cav} - SD	V_{cav} - 316	V_{cav} - 410
A	0,094	500	36,66	32,11	40,98
B	0,199	500	41,14	35,33	44,35
C	0,094	800	57,60	50,42	63,81
D	0,199	800	66,02	57,94	71,73

Utilizando os valores das tabelas para resolver o sistema da Equação (6), é possível verificar o comportamento do grau de deformação e da velocidade do cavaco considerando a rotação da peça e o avanço da ferramenta. Nesta equação A deve ser substituído por ε e V_{cav} .

$$\ln A = a_0 + a_1 \ln f + a_2 \ln V_c + a_3 \ln(f * V_c) \quad (6)$$

As Figuras 7 e 8 apresentam o grau de deformação do material ao passar pelo plano de cisalhamento primário em função do avanço da ferramenta e da rotação da peça. É possível observar que os valores do grau de deformação aumentam para os três materiais em função da rotação. Isso ocorre devido ao aumento da velocidade de corte tender a elevar a temperatura na usinagem, o que torna os materiais dúcteis mais maleáveis e deformáveis quando sujeitos a um carregamento. O aumento do avanço reduz a deformação e tende a formar cavacos mais curtos.

Sabe-se que a tensão de escoamento e o grau de encruamento do aço ferrítico é menor que do aço austenítico, indicando que a ferrita está mais sujeita à deformação plástica quando passa pelo plano de cisalhamento primário para as mesmas condições de corte. Deste modo, o aço ferrítico AISI 410 deformará mais ao passar pelo plano, aumentado a espessura do cavaco (h') e o grau de recalque (R_c).

A curva de deformação do aço superduplex UNS S32760 fica entre as curvas dos outros dois aços. Este fato é interessante já que os aços AISI 316 e AISI 410 simulam, respectivamente, as fases austenita (dura e frágil) e ferrita (macia e dúctil) que compõe o aço bifásico. Desta forma, pode-se considerar que o material que apresenta A curva de deformação do aço superduplex UNS S32760 fica entre as curvas dos outros dois aços. Este fato é interessante já que os aços AISI 316 e AISI 410 simulam, respectivamente, as fases austenita e ferrita que compõe o aço bifásico. Desta forma, pode-se considerar que o material que apresenta microestrutura heterogênea, como o superduplex, tem o comportamento de acordo com a fase dos grãos que estão passando pelo plano de cisalhamento primário, principalmente quando as dimensões do cavaco são muito pequenas.

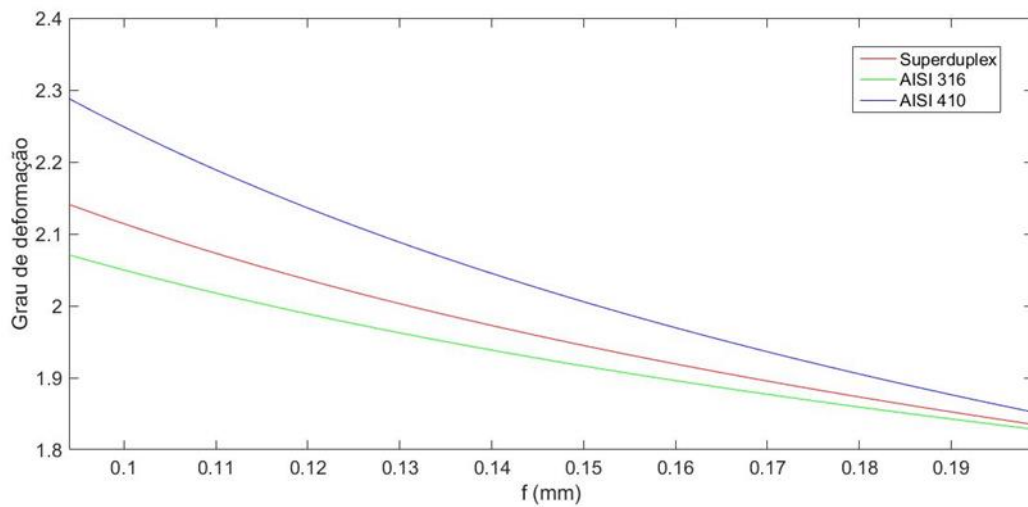


Figura 7. Grau de deformação em função do avanço, considerando $n=800$ rpm (corte ortogonal)

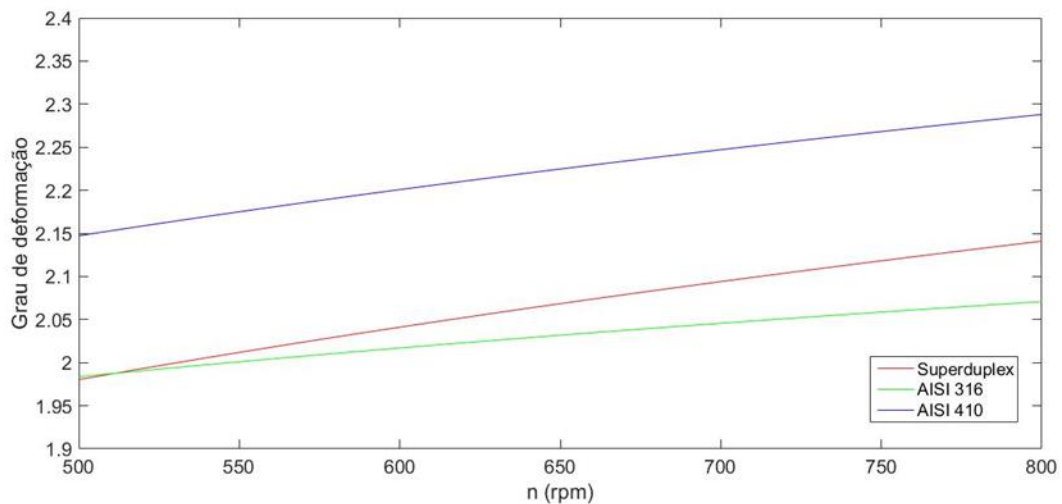


Figura 8. Grau de deformação em função da rotação, considerando $f=0,094$ mm (corte ortogonal)

Como a espessura média do cavaco é sempre maior que a espessura do cavaco indeformado (espessura de corte ou avanço da ferramenta) devido a deformação ao passar pelo plano de cisalhamento primário, a velocidade do cavaco será sempre menor que a velocidade de corte (ou rotação da peça no torneamento). Em velocidades de corte baixas o raio do cavaco é grande, diminuindo a velocidade do cavaco na superfície de saída da ferramenta. De modo contrário, quando a velocidade de corte é alta, o raio de curvatura do cavaco é menor e a velocidade do cavaco torna-se significativa na zona secundária.

As Figuras 9 e 10 apresentam a evolução da velocidade do cavaco em relação a velocidade de rotação da peça para os três materiais, considerando o valor de ϕ calculado a partir dos modelos do corte ortogonal (ϕ_1) e de Merchant (ϕ_2).

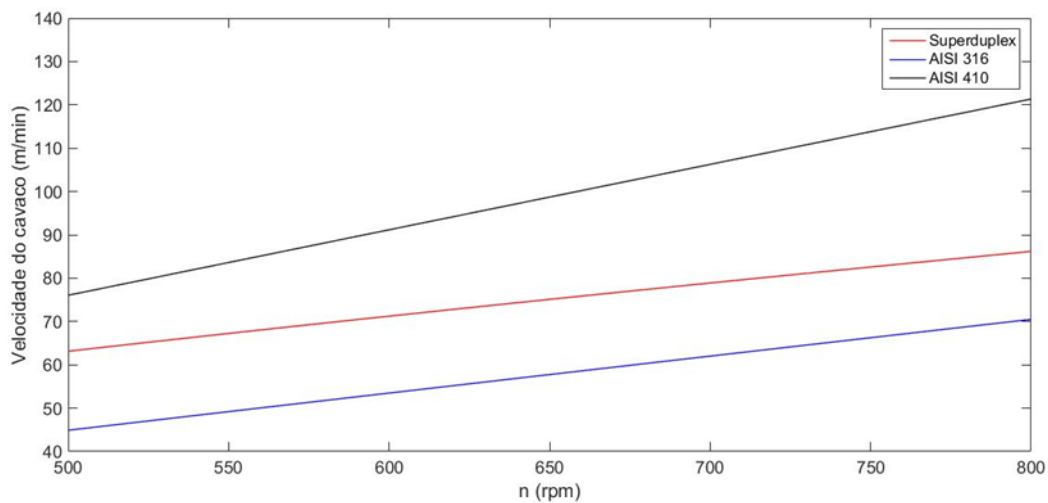


Figura 9. Velocidade do cavaco considerando ϕ_1

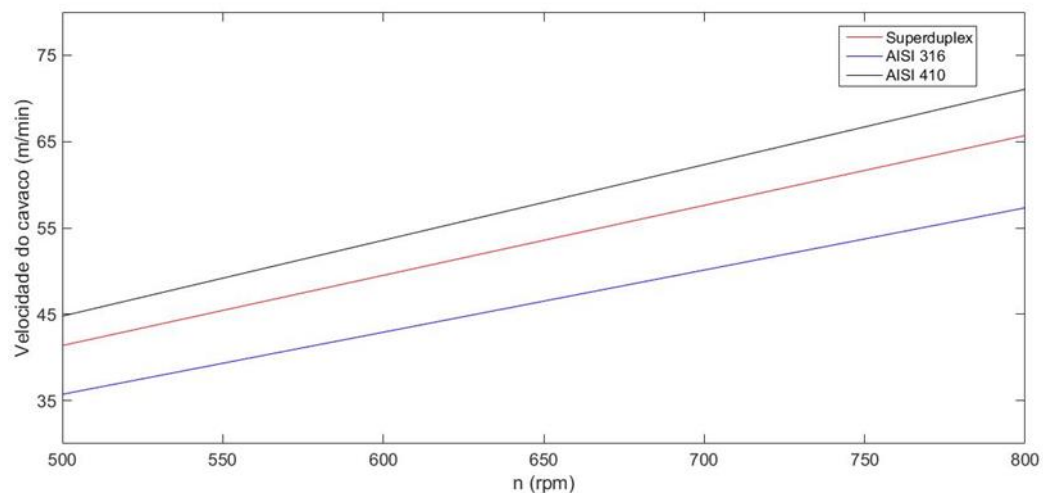


Figura 10. Velocidade do cavaco considerando ϕ_2

4. CONCLUSÃO

Este trabalho teve por objetivo apresentar um estudo sobre o grau de deformação para os aços inoxidáveis superduplex UNS S32760, ferrítico AISI 410 e austenítico AISI 316. Para esta análise foram realizados testes experimentais para medida das forças de corte, o cálculo experimental do atrito e do grau de deformação. As principais conclusões obtidas deste trabalho foram:

A baixa velocidade de corte diminui o coeficiente de atrito devido a tendência de formação de aresta postiça de corte e, por consequência, a menor área de contato efetiva entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta de corte. A formação desta aresta foi confirmada por imagens de MEV do cavaco;

A velocidade do cavaco será sempre menor que a velocidade de corte. Em velocidades de corte baixas o raio do cavaco é grande, diminuindo a velocidade do cavaco na superfície de saída da ferramenta, devido ao fato da espessura média do cavaco ser sempre maior que a espessura do cavaco indeformado (espessura de corte ou avanço da ferramenta) devido a deformação ao passar pelo plano de cisalhamento primário. De modo contrário, quando a velocidade de corte é alta, o raio de curvatura do cavaco é menor e a velocidade do cavaco torna-se significativa na zona secundária.

Os aços inox superduplex e ferrítico AISI 410 apresentam maior grau de deformação que o aço inox austenítico AISI 316, independente das condições de usinagem. Este fato pode ser explicado pela quantidade relativa de alguns elementos químicos presentes nestes dois primeiros aços. O austenítico é altamente encruável e, portanto, em altas taxas de deformação oriundas do processo de usinagem tende a formar cavacos mais frágeis, resultando no menor grau de deformação.

5. AGRADECIMENTOS

Ao Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca do Rio de Janeiro pelas bolsas de iniciação científica. Ao Laboratório de Pesquisa em Usinagem (LABUS) do CEFET Maracanã por disponibilizar a máquina-ferramenta e o sistema de aquisição de força de corte para este trabalho.

6. REFERÊNCIAS

- Araujo AC, Mougo AL, Campos FO. Experimental Analysis of Micromilling Cutting Forces on Super Duplex Stainless Steel. International conference on MicroManufacturing, 2014. Nanyang, Singapura.
- Bastos IN, Tavares SS, Dalard F. Effect of microstructure on corrosion behavior of superduplex stainless steel at critical environment conditions. Scripta Materialia. 2007; 57(10):913–916.
- Bordinassi EC, Stipkovic MF, Batalha GF. Superficial integrity analysis in a super duplex stainless steel after turning. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. 2006; 18:335–338.
- Duan, C. Z., et al. "A calculational model of shear strain and strain rate within shear band in a serrated chip formed during high speed machining." Journal of materials processing technology 178.1-3 (2006): 274-277
- Fonseca MC, Barbosa MFM, Bartholo RN. Estudo das tensões residuais geradas na usinagem por fresamento de amostras de aço superduplex. V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, 2008. Salvador – Bahia.
- Machado ÁR, Coelho RT, Abrão AM, Silva MB. Teoria da Usinagem dos Materiais. 3ª Edição. São Paulo: Editora Blucher; 2015.
- Mougo AL. Microfresamento do aço superduplex: uma comparação mecanística com os aços inoxidáveis austenítico e ferrítico para as forças de usinagem e avaliação da superfície usinada. Tese de doutorado, 2016. COPPE/UFRJ.
- Mougo, AL, Campos FO, Araujo AC. Size Effect in Micromilling of Superduplex Stainless Steel. International Conference on MicroManufacturing, 2015. Milão, Itália.
- Nery, WS. Investigação experimental da variação da rugosidade com o aumento das forças de usinagem no torneamento. Dissertação de mestrado, 2013. CEFET/RJ.
- Oliveira CA, Diniz AE, Bertazzoli R. Correlating tool wear, surface roughness and corrosion resistance in the turning process of super duplex stainless steel. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 2013; 36:775–785.
- Pardal J, Tavares S, Fonseca MC. Influence of the grain size on deleterious phase precipitation in superduplex stainless steel UNS S32750. Materials Characterization. 2009; 60(3):165-172.
- Pardal JM. Aços Inoxidáveis Superduplex. Efeitos dos tratamentos térmicos nas propriedades mecânicas, magnéticas e resistência à corrosão. Editora Blucher; 2012.
- Tavares S, Silva V, Pardal J. Investigation of stress corrosion cracks in a UNS S32750 superduplex stainless steel. Engineering Failure Analysis. 2013; 35(0): 88–94.
- Vogel J P, Nery WS, Araujo, AC. Estudo do efeito do avanço nas forças e no acabamento de um torneamento de aço superduplex. V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, 2013. Penedo - Rio de Janeiro.

7. RESPONSABILIDADE PELAS INFORMAÇÕES

Os autores são os únicos responsáveis pelas informações incluídas neste trabalho.

A STUDY OF SHEAR STRAIN AND VELOCITY OF CHIP ON TURNING PROCESSES

Adriane Lopes Mougo

Felipe Oliveira Arydes

Rodrigo Franco Côrtes

Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Campus Nova Iguaçu, Rio de Janeiro

adriane.mougo@cefet-rj.br

felipe.arydes@aluno.cefet-rj.br

rodrigo.cortes@aluno.cefet-rj.br

Luísa de Amorim Makhoul Gomes

luisa.makhoul@mecanica.coppe.ufrj.br

Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil

Abstract. *The strain rate generated in the material when passes through the primary shear plane is influenced by the workpiece material and cutting conditions. Besides this parameter, the chip velocity on the rake face is capable of indicating the tool life, since both are influenced mostly by cutting speed. Among the most used materials in the oil and gas industry, are duplex and superduplex stainless steels, which have high mechanical and corrosion resistance. Other stainless steels, such as the AISI 316 and AISI 410, also present high mechanical and corrosion resistance properties, but separately. In this context, the principal objective is to analyze the shear rate and the chip velocity during the turning process of these three stainless steels, considering two levels of chip velocity and feed rate. The primary shear angle will be calculated from the experimental machining force data and the Merchant orthogonal cutting model. The chip thickness compression ratio will be calculated by the same model and from the chip thickness measurement using SEM. The results showed a strain rate increase with the chip velocity increase, the strain rate reduction with the feed rate increase and, finally, that the cutting speed increase raised the chip velocity. For these results, it was observed that the values found for the superduplex stainless steel were between the values of the other two materials.*

Keywords: *Turning process; Shear strain; Flow velocity of chip; Stainless steel*

RESPONSIBILITY NOTICE

The authors are the only responsible for the printed material included in this paper.