

pesquisa, mas podem ser vistos em trabalhos, como os de Sreejith (2008); Kannan e Kishawy (2008) e Tang *et al.* (2009).

Testes de desgastes de ferramenta de corte na usinagem das ligas de alumínio podem demandar grande volume de material, para que se manifestem os primeiros sinais de desgastes ou avarias. Portanto, para se favorecer a presença de desgastes e avarias nas ferramentas de corte, o teste de desgaste foi conduzido com uma condição de corte, considera crítica, mas entre os níveis extremos do PCC ($V_c = 117$ m/min; $a_p = 2,5$ mm e $f = 0,38$ mm/rot), por longo percurso efetivo de corte, L_e (hélice cilíndrica = 11,775 m). Isso foi feito utilizando-se uma ferramenta nova para cada liga de alumínio.

Depois dos testes de desgaste, as superfícies de saída (A_γ) e de folga (A_α) das ferramentas testadas foram ampliadas (25x) (Estéreo microscópio Olympus LG-PS2/SZ61) (ver Fig. 5.22); e, em seguida, atacadas com uma solução ácida (10% NaOH; 97%), por 24 horas, e novamente ampliadas, conforme procedimento anterior, para serem comparadas entre si (ver Fig. 5.23).

Cabe ressaltar que, apesar de se utilizar dois tipos de ferramenta (A e B), para ensaios de usinagem nesta pesquisa, em função das características de usinabilidade estudadas (ver Fig. 3.7a e 3.7b), os testes de desgastes e avarias foram feitos somente com a ferramenta A, pois foi a que estava sujeita às condições mais severas de usinagem (ver Tab. 5.9), utilizadas nas investigações de força, potência de usinagem, rugosidades e vibração.

3.4. Regressão Global I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)

Foram realizadas análises de regressão global com modelo de regressão 2ª ordem, envolvendo as variáveis de entrada (x_i : Liga (σ_R , A_r , H_d), V_c , a_p , f) e as respostas (y_i : F_u , N_e , T_c , R_a , R_z , R_q e V_b), para se estudar a influência conjunta das propriedades mecânicas (σ_R , A_r e H_d) e condições de corte (V_c , a_p e f) sobre as características de usinabilidade – parâmetros de saída (ver secção 5.4).

Para se fazer essa análise de regressão, foram geradas duas matrizes gerais. Uma $\mathbf{X} = [X_{ij}]_{90 \times 28}$ tendo como colunas os termos principais (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p , f), suas interações ($\sigma_R \cdot A_r$, $\sigma_R \cdot H_d$, $\sigma_R \cdot V_c$, $\sigma_R \cdot a_p$, $\sigma_R \cdot f$, $A_r \cdot H_d$, $A_r \cdot V_c$, $A_r \cdot a_p$, $A_r \cdot f$, $H_d \cdot V_c$, $H_d \cdot a_p$, $H_d \cdot f$, $V_c \cdot a_p$, $V_c \cdot f$, $a_p \cdot f$) e

seus quadrados (σ_R^2 , A_r^2 , H_d^2 , V_C^2 , a_p^2 e f^2), que fariam parte do modelo de regressão. E outra, $\mathbf{Y} = [\mathbf{Y}_{ij}]_{90 \times 1}$, tendo colunas com as médias das respostas (y_i) que se desejava analisar.

Os níveis das colunas da matriz $\mathbf{X} = [\mathbf{X}_{ij}]_{90 \times 28}$ foram gerados a partir do agrupamento dos tratamentos do PCC nas ligas de alumínio (ver Tab. 5.10; Tab. II.3 – II.7), associando-se os níveis das propriedades mecânicas da liga (σ_R , A_r e H_d) (ver Tab. 5.2). A matriz $\mathbf{Y} = [\mathbf{Y}_{ij}]_{90 \times 1}$ foi gerada pelo agrupamento dos resultados dos tratamentos do PCC, da resposta (y_i) que se desejava analisar.

Com as matrizes gerais \mathbf{X} e \mathbf{Y} , através do método dos mínimos quadrados ($\boldsymbol{\beta} = [\boldsymbol{\beta}_{ij}]_{29 \times 1} = (\mathbf{X}' \cdot \mathbf{X})^{-1} \mathbf{X}' \cdot \mathbf{Y}$), foi determinada, para cada resposta (y_i), a matriz com os coeficientes de seu modelo de regressão, acompanhado com o estudo de significância desses coeficientes, por meio de um estudo de análise de variância (ANOVA) (ver Tab. 5.21).

Foi adotada a notação matricial ($y_i = \beta_0 + \mathbf{X}' \cdot \mathbf{b} + \mathbf{X}' \cdot \mathbf{B} \cdot \mathbf{X}$), para se representar os modelos de regressão global, onde β_0 é o coeficiente da intercessão do modelo; $\mathbf{b} = [\mathbf{b}_{ij}]_{6 \times 1}$ é a matriz com os coeficientes dos termos principais (σ_R , A_r , H_d , V_C , a_p e f), na mesma ordem; $\mathbf{B} = [\mathbf{B}_{ij}]_{6 \times 6}$ é a matriz, em cuja diagonal estão os coeficientes dos termos quadráticos (σ_R^2 , A_r^2 , H_d^2 , V_C^2 , a_p^2 e f^2), na mesma ordem; e, acima dessa diagonal, metade dos valores dos coeficientes dos termos das intercessões ($\sigma_R \cdot A_r$, $\sigma_R \cdot H_d$, $\sigma_R \cdot V_C$, $\sigma_R \cdot a_p$, $\sigma_R \cdot f$, $A_r \cdot H_d$, $A_r \cdot V_C$, $A_r \cdot a_p$, $A_r \cdot f$, $H_d \cdot V_C$, $H_d \cdot a_p$, $H_d \cdot f$, $V_C \cdot a_p$, $V_C \cdot f$, $a_p \cdot f$), na mesma ordem, a partir da primeira linha; e nas posições abaixo dessa diagonal, com os mesmos valores acima, só que simetricamente opostos (ver Tab. 5.22).

As posições das matrizes β_0 , \mathbf{b} e \mathbf{B} , cujos coeficientes são nulos, indicam que os termos associados a eles não têm efeitos significativos nos modelos de regressão. Todos estes foram acompanhados por estudos de análises residuais para se verificar suas adequabilidades para o processo de predição das respostas (y_i) (ver Fig. 5.24).

3.5. Validação dos Modelos de Regressão Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_C , a_p e f)

Foram realizadas as validações dos modelos de regressão globais. Isso foi feito antes da otimização, para se selecionar os modelos de interesse industrial e cujas diferenças entre seus valores preditos e observados fossem estatisticamente mínimas ($p\text{-nível} > 0,50$),

avaliadas através de uma análise de variância (univariada), para comporem o problema de otimização (ver secção 5.5).

A regressão global foi feita só para as características (parâmetros de saída) consideradas mais importantes para o processo indústria, isto é, a força de usinagem (F_u), a potência de usinagem (N_e), a temperatura de corte (T_c) e os parâmetros de rugosidades (R_a , R_z e R_q). A vibração não foi considerada entre elas.

As validações dos modelos de regressão foram realizadas com os resultados das respostas (y_i) adquiridos na usinagem da liga de alumínio 6351-T6, com as condições do PCC (ver Tab. 5.23). Estes resultados não fizeram parte das matrizes X e Y , utilizadas para se gerar os modelos de regressão das respostas (y_i).

3.6. Otimização dos Modelos de Regressão Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)

Foi realizada uma otimização multiobjetivo para se encontrar os níveis das variáveis de entrada (x_i : σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f), que otimizavam simultaneamente as respostas (y_i) dos modelos de regressão, selecionados para fazerem parte do problema de otimização (ver secção 5.6).

Como ferramenta de otimização multiobjetivo (minimização das respostas), foi utilizada a técnica de algoritmo genético, implementado através de um programa, para otimizar o problema multiobjetivo envolvendo as características de usinabilidade a serem otimizadas (ver Eq. 5.1).

Para se resolver o problema de otimização multiobjetivo, foi utilizada como base, a subfunção “GAMULTIOBJ” do Matlab R2009b, de acordo com a metodologia de algoritmos genéticos. Embora haja essa subfunção, ela precisou ser implementada em um programa principal (ver Tab. III.1), para se resolver o problema de otimização.

3.7. Análise de Superfícies de Resposta e Curvas de Níveis dos Modelos de Regressão Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)

Foi utilizado o método de superfícies de resposta e curvas de níveis (+ vetor gradiente), para analisar e verificar as influências das variáveis de entrada (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p

e f) sobre as respostas (y_i : F_u , N_e , T_c e R_a), cujos modelos de regressão fizeram parte do problema de otimização (ver secção 5.7).

Como cada modelo de regressão possui seis variáveis de entrada (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f), contra uma de saída (y_i), a escolha dos pares de variáveis (x_1 , x_2), dentre σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f, que fizeram parte das funções de análises de superfície de resposta e de curva de nível ($y_i = f(x_1, x_2)$), foram feitas com base nas fontes de variação significativas dos planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II (ver Tab. 5.4 e 5.5).

Os processos de regressão global, de validação, de otimização, de análise de superfície de resposta e de curva de nível, foram realizados com o auxílio do programa Matlab 9.0b.

3.8. Regressão Global II (H_d , V_c , a_p e f)

Embora seja imprescindível a presença das propriedades mecânicas: σ_R , A_r e H_d , como variáveis de entrada (x_i) nos modelos de regressão da análise de regressão global, para a realização da otimização e da investigação de seus efeitos sobre as variáveis de saída (y_i : F_u , N_e , T_c , R_a , R_z , R_q e V_b) - todavia para a prática de chão de fábrica, foi realizada uma nova regressão global, nos moldes da anterior, tendo apenas como variáveis de entrada (x_i : H_d , V_c , a_p e f), pois a dureza é uma propriedade mecânica, caso não esteja disponível, de fácil obtenção, comparada ao ensaio de tração (ver secção 5.8).

CAPÍTULO IV

CONFECÇÃO DE DISPOSITIVOS E PROCESSOS DE CALIBRAÇÃO

Para possibilitar a aquisição de dados durante os ensaios de usinagem, três equipamentos foram desenvolvidos: i) condicionadores de sinais de corrente, I_i (CSC_i) e de tensão, φ_i (CST_i), nas fases do circuito elétrico; ii) ferramenta e suporte para ensaios de temperatura de corte e iii) dispositivo 03 escovas.

Dois processos de calibração foram realizados: i) calibrações dos condicionadores CSC_i e CST_i ; e ii) calibrações dos termopares ferramenta – cavaco.

4.1. Confeção de Dispositivos

Serão apresentados os dispositivos confeccionados para desenvolvimento dos ensaios de potência de usinagem: i) condicionadores de sinais de corrente (CSC_i) e de tensão (CST_i); ii) ferramenta e suporte para os ensaios de temperatura de corte e iii) dispositivo 03 escovas para medição da temperatura.

4.1.1. Condicionadores de Sinais de Corrente (CSC_i) e de Tensão (CST_i)

Foi confeccionado um dispositivo para aquisição dos sinais instantâneos de corrente (I_i) e de tensão (φ_i) em cada fase do circuito elétrico do torno CNC (ver Fig. I.3). Esse dispositivo é composto por três condicionadores de sinais de corrente (CSC_i) e três de tensão (CST_i). Os três primeiros com transdutores de corrente (LEM: *current transducer* HAS 50S) e os três últimos com transdutores de tensão (LEM: *Voltage transducer* LV25 –P).

Cada CSC_i estabelecia uma relação linear entre a corrente de entrada (I_i) e a tensão de saída (V_i'); enquanto que o CST_i , entre a tensão de entrada (φ_i) e a tensão de saída (V_i'').

Embora os condicionadores de corrente (CSC_i) e de tensão (CST_i) sejam formados por componentes microeletrônicos, as Fig. 4.1 e 4.2, respectivamente, dão uma visão dos principais macroelementos elementos que os compõem.

Nas Figuras 4.1a e 4.1b do conjunto montado de CSC's, (1) é o transdutor (HAS 50s); (2) é o condutor de corrente transduzida (I_t); (3) é o terminal de entrada de I_t ; (4) é a placa eletrônica condicionadora de I_t ; (5) é o terminal de saída de I_t condicionada (V_i'); (6) é a placa da fonte de alimentação; (7) é o transformador; e (8) é a plataforma de fixação dos CSC's.

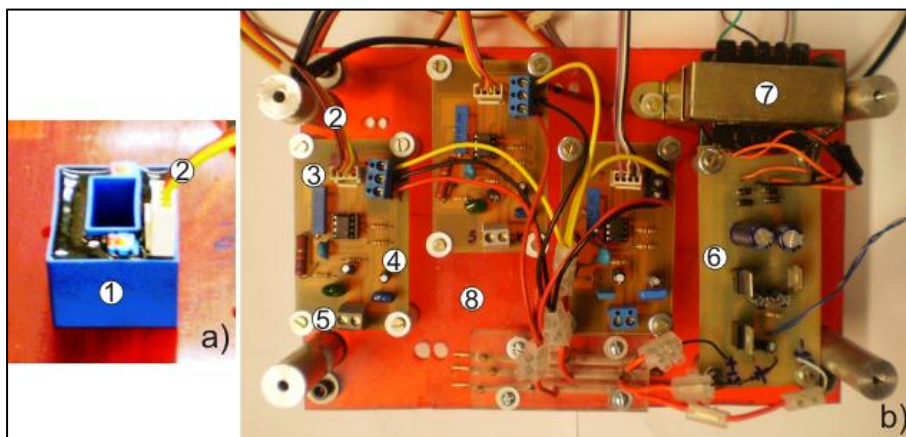


Figura 4.1 – a) Transdutor HAS 50s; b) Conjunto de condicionadores de sinais de corrente (I_i)

Na Figura 4.2 do conjunto montado de CST's, (1) é a entrada da tensão (φ_i); (2) é o transdutor de tensão (LV25 –P); (3) é a placa condicionadora de sinais de φ_i ; (4) é o terminal de saída de tensão condicionada (V_i''); (5) é a plataforma de fixação dos CCT's. O conjunto montado com todos os condicionadores de sinais pode ser visto na Fig. I.3 do anexo I.

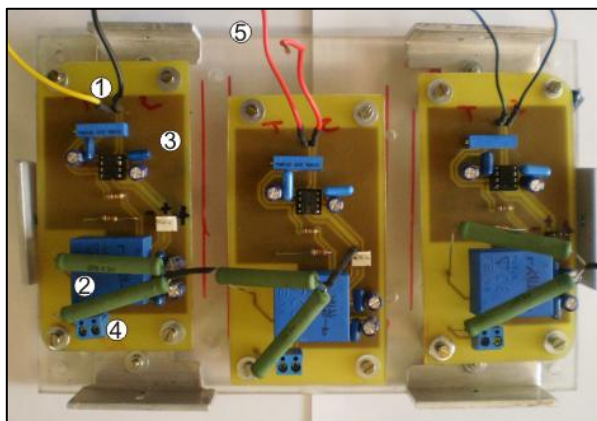


Figura 4.2 – Conjunto de condicionadores de sinais de tensão (φ_i)

O HAS 50s possui como características principais um suprimento de tensão ± 15 V; acurácia de medição de corrente elétrica menor do que ± 1 %; isolamento galvânico entre o primeiro e o segundo circuito; valor nominal de corrente de 50 A e intervalo de medição de corrente de ± 150 A (LEM, 2010a). O LV25-P possui um suprimento de tensão ± 15 V; acurácia de medição de corrente elétrica menor do que $\pm 0,9$ %; isolamento galvânico entre o primeiro e o segundo circuito; valor nominal de corrente de 10 mA e intervalo de medição de corrente $\pm 0,014$ A (LEM, 2010b).

4.1.2. Ferramenta e Suporte para os Ensaios de Temperatura de Corte

A ferramenta de corte para os ensaios de temperatura foi confeccionada, de acordo com as especificações descritas na subsecção 3.2.1, devido ao processo de calibração do termopar ferramenta – peça, no caso, banho térmico em forno elétrico, exigir uma ferramenta contínua e de grande comprimento (barra de metal duro) (ver Fig. I.4c no anexo I).

A força eletromotriz do sistema termopar ferramenta-cavaco de calibração depende do gradiente de temperatura entre suas extremidades ligadas dentro do forno, a temperatura (T_{for}), e as soltas (fora do forno), a uma temperatura de referência (T_r).

O suporte da ferramenta foi desenvolvido para sustentar e fixar a barra de metal duro ao suporte de fixação do torno CNC, tendo ao seu redor um isolamento elétrico. Os elementos do conjunto suporte/ferramenta utilizados para os ensaios de temperatura são apresentados nas Fig.4.3a – 4.3d, em que (1) é a ferramenta de metal duro (310 mm x 10 mm x 4 mm) (ver geometria na Fig. 3.7b); (2) é o suporte de ferramenta de aço (25 mm x 20 mm x 150 mm); (3) são os parafusos de fixação da barra de metal duro no suporte de ferramenta; (4) é o isolamento elétrico lateral; (5) é o isolamento elétrico superior; (6) é o

isolamento elétrico inferior; (7) é o conector de cobre. Neste elemento foi feita a conexão ferramenta – multímetro através de uma extensão de fio de cobre.

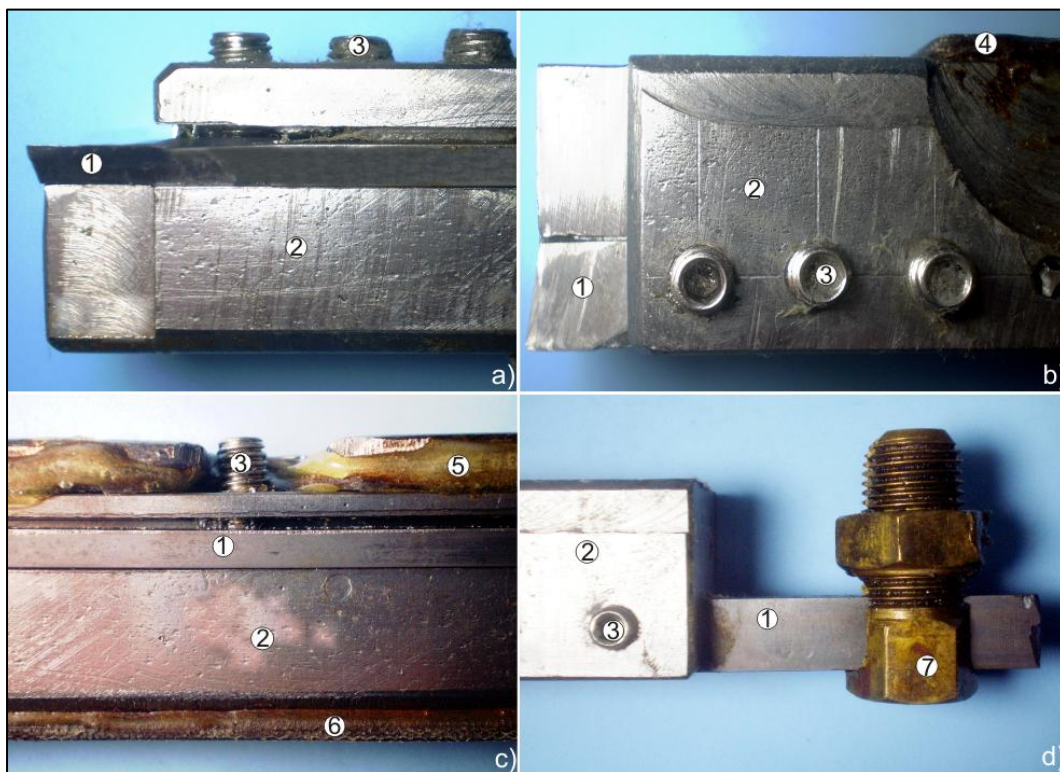


Figura 4.3 – Fotos da ferramenta de corte: a) lateral da ponta; b) superior da ponta; c) lateral do meio; d) superior da extremidade oposta

4.1.3. Dispositivo 03 Escovas

Este dispositivo foi confeccionado para possibilitar o fechamento do circuito elétrico do sistema termopar ferramenta – peça, com esta em movimento durante o processo de corte, como mostra a Fig. I.2b no anexo I. Seus elementos são apresentados, através de vista explodida, na Fig. 4.4, em que (1) é o corpo central; (2 e 6) são os parafusos e as porcas de fixação do corpo central; (3) é o braço articulável, com furo central; (4) é a mola atuadora sobre escova no furo central; (5) é a escova de alumínio (êmbolo). Com exceção das molas e dos parafusos, todos os elementos foram feitos de liga de alumínio.

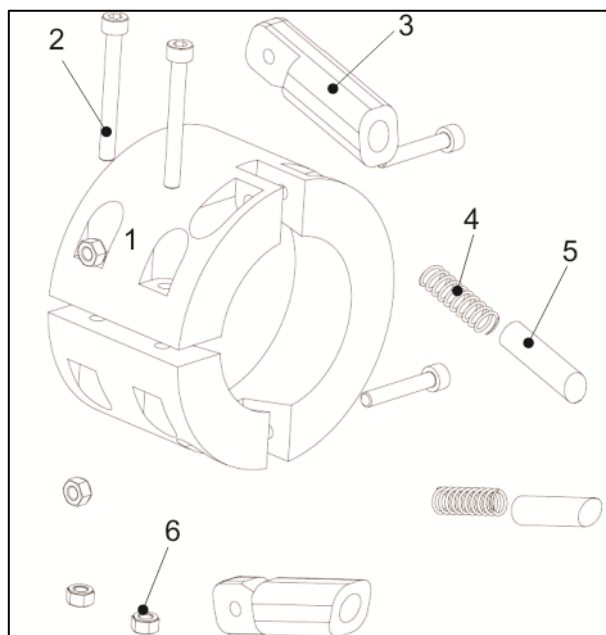


Figura 4.4 – Vista explodida do dispositivo 03 escovas

4.2. Calibração de Dispositivos

Serão apresentadas as seguintes calibrações: i) calibração dos dispositivos condicionadores (CSC_i) e (CST_i) e ii) calibração dos termopares ferramenta-peça.

4.2.1. Calibração dos Dispositivos Condicionadores (CSC_i) e (CST_i)

As calibrações dos condicionadores de sinais de corrente (CSC_i) e de tensão (CST_i) tiveram como objetivo determinar, para cada condicionador de sinais, a relação linear entre seus sinais de saída e entrada ($I_i(t) = \alpha_c + \beta_c \cdot V_i'(t)$ e $\varphi_i(t) = \eta_v + \lambda_v \cdot V_i''(t)$).

A Figura 4.5a apresenta o esquema do circuito elétrico de calibração dos CSC 's, em que (1) é a fonte de tensão e corrente, MCE 1310; (2) é o fio de cobre (\varnothing 0,75 mm) e resistência elétrica (1 Ω); (3) é o transdutor HAS 50s; (4) é a conexão coaxial (3) – (5); (5) é a placa condicionadora; (6) é a conexão coaxial (5) – (7); e (7) é o osciloscópio Tektronix TDS 2022B (500 Msa/s). A Fig. 4.5b, mostra o esquema do circuito elétrico de calibração dos CST 's, em que (1) é a fonte de tensão e corrente, MCE 1310; (2) é fio de cobre (\varnothing 0,75 mm) positivo - negativo; (3) é a placa condicionadora; (4) é a conexão coaxial (3) – (4); e (5) é o osciloscópio Tektronix TDS 2022B.

A fonte de tensão e corrente, MCE 1310, foi responsável por simular a I_i e φ_i ; enquanto que o osciloscópio Tektronix TDS 2022B, por coletar os sinais V_i' e V_i'' .

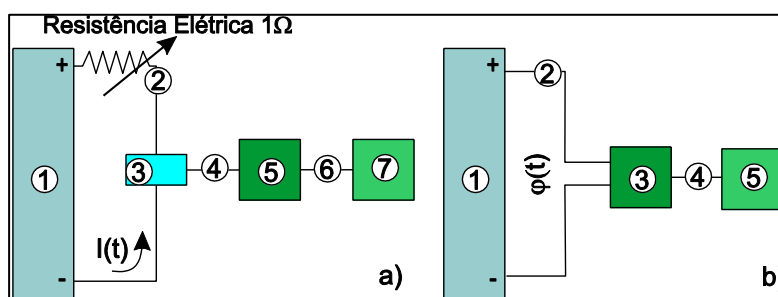


Figura 4.5 – Esquema para calibração dos condicionadores: a) CSC_i; b) CST_i

Durante o processo de calibração, para cada nível de I_i e φ_i , foram coletados, respectivamente, duas amostras (2500 observações/amostra) de V' e V'' . A Fig. 4.6a apresenta o comportamento médio de V_i' em função de I_i para cada um dos condicionadores de sinais de corrente (CSC_i). A Fig. 4.6b apresenta o comportamento médio de V'' em função de φ_i para cada um dos condicionadores de sinais de corrente (CST_i). Nos mesmos gráficos são apresentadas as curvas de calibração para os CST_i ($I_i(t) = \alpha_c + \beta_c \cdot V_i''(t)$); e as curvas de calibração para os CST_i ($\varphi_i(t) = \eta_v + \lambda_v \cdot V_i''(t)$), geradas por análise de regressão.

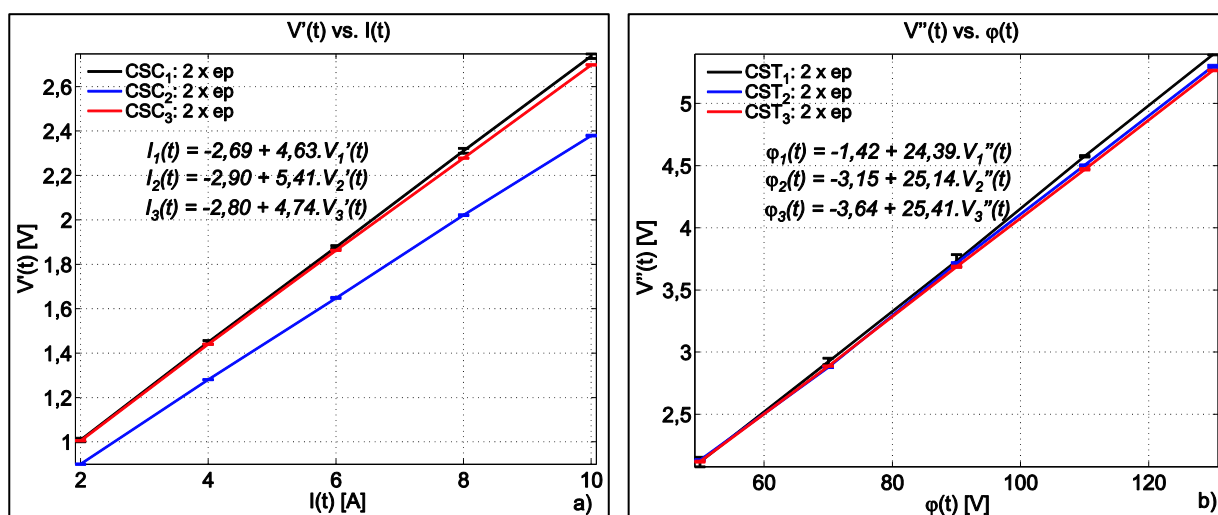


Figura 4.6 – a) Comportamento da V_i' vs. I_i nos CSC_i; b) Comportamento da V_i'' vs. φ_i nos CST_i

4.2.2. Calibração dos Termopares Ferramenta-Cavaco

Este processo de calibração teve como objetivo levantar, para cada termopar ferramenta – cavaco (ligas 1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 6351-T6, 7075-T73 e 7075-T6), a relação matemática (2ª ordem) entre a temperatura do forno (T_{for}) e a força eletromotriz do

circuito elétrico do termopar (FEM). Para tanto, foram confeccionados termopares individuais entre a ferramenta de metal duro utilizada na usinagem e cavacos de cada liga testada.

A Figura 4.7 esquematiza o sistema termopar ferramenta – cavaco, utilizado para o processo de calibração. O forno elétrico de controle digital Jung (resolução: ± 1 °C e dimensão interna: 295 x 250 mm) proporcionou o aquecimento da junção. O multímetro Agilent 34970A (alta impedância: 1 M Ω ; resolução: 10^{-5} V) permitiu a aquisição da FEM do circuito elétrico; e das temperaturas internas (T_{for}) e externas ao forno (T_a). O computador, através do programa *Benchlink data logger*, permitiu o armazenamento simultâneo da FEM, T_{for} e T_a . Detalhes da Fig. 4.7 podem ser vistos na Fig. I.4 do anexo I.

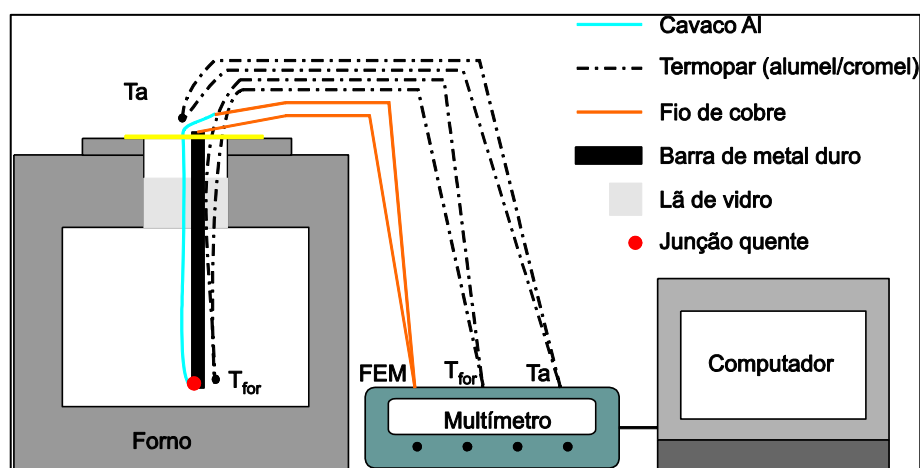


Figura 4.7 - Esquema do circuito elétrico para calibração termopar cavaco-ferramenta

Figura 4.8 apresenta as junções termoeletrônicas presentes no esquema da Fig. 4.7 - onde J_1 é a junção fio de cobre (\varnothing 0,75 mm) – conector do multímetro; J_2 é a junção barra de metal duro - fio de cobre; J_3 é a junção quente, ferramenta – filamento de cavaco; J_4 é a junção, filamento de cavaco - fio de cobre; e J_5 é a junção, fio de cobre – conector do multímetro. Por simplificação, as junções J_1 , J_2 , J_4 e J_5 , foram consideradas à temperatura ambiente (T_a). As junções J_2 , J_3 e J_4 foram conseguidas por soldagem com descarga elétrica entre os elementos que as formavam.

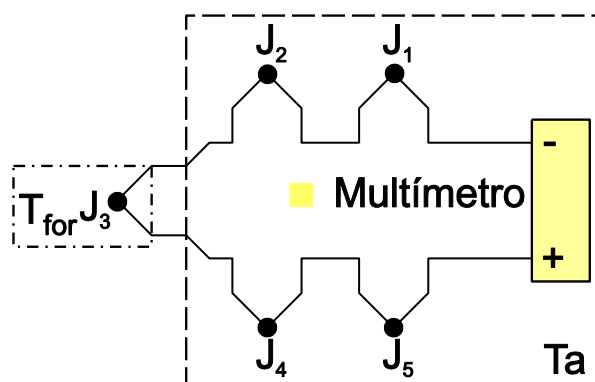


Figura 4.8 – Junções termoeletricas do circuito de calibração termopar ferramenta – peça de calibração

Entre as junções J_1 , J_2 , J_4 e J_5 , por estarem à mesma temperatura (T_a), não há gradiente de temperatura; e, portanto, não contribuem para FEM do circuito elétrico de calibração. Desta forma, os únicos pares de junções, que estão sob gradiente de temperatura ($\Delta T = T_{for} - T_a$) e, assim, contribuem para a FEM do circuito elétrico, são os pares de junções, J_2 - J_3 e J_3 - J_4 . Com isso, pode ser provado que a FEM lida pelo multímetro em função da temperatura ambiente (T_a) e do forno (T_{for}) é dada pela Eq. 4.1.

$$FEM = \int_{T_a}^{T_{for}} (\sigma_{WC} - \sigma_{Al}) dt \quad (4.1)$$

em que σ_{WC} e σ_{Al} são os coeficiente de Seebeck da barra de metal duro e do filamento de cavacos da respectiva liga de alumínio testada.

Como se vê na Eq. 4.1, a força eletromotriz gerada no circuito de termopar ferramenta – cavaco de calibração (FEM) é proporcional ao gradiente entre temperatura do forno (T_{for}) e a temperatura ambiente (T_a) ($\Delta T = T_{for} - T_a$). Assim como no termopar ferramenta-peça utilizado nos experimentos e descrito no item 3.2.3. Para esse termopar de calibração, a temperatura ambiente também não é constante, e sua variação pode dificultar a medição. Para evitar esse problema e tornar a FEM dependente apenas da temperatura do forno (T_{for}), seria necessário o estabelecimento de uma fonte fria ($T_a = 0^\circ\text{C}$) nas junções J_2 e J_4 , nas extremidades abertas do termopar fora do forno. Entretanto, não há possibilidade de se montar uma fonte fria (água + gelo) nas junções J_2 e J_4 , onde está a abertura superior do forno (Fig. I.4d). Portanto, a força eletromotriz (FEM), capturada pelo multímetro, também depende do comportamento da temperatura ambiente (T_a). Como solução, foi estabelecido que o gradiente de temperatura no circuito termopar seria igual à

temperatura do forno ($\Delta T = T_{for}$). Isso foi possível, devido aos mesmos motivos abordados anteriormente para o processo de medição temperatura com termopar ferramenta-peça, durante a usinagem (item 3.2.3), isto é, a variação de T_a é baixa em relação às temperaturas usadas nas calibrações. Isso permitiu determinar a relação entre a temperatura do forno (T_{for}) e o força eletromotriz do circuito termopar ferramenta-cavaco (FEM) (T_{for} (FEM)), através do processo do ajustamento dos dados da força eletromotriz (FEM) e da temperatura do forno (T_{for}) a um modelo de 2ª ordem (ver Fig. 4.9).

Durante o processo de calibração, em cada termopar, 11 níveis da temperatura do forno (T_{for}) foram utilizados para se gerar a força eletromotriz no circuito termopar ferramenta-peça (FEM). Para cada nível de FEM e T_{for} , foram adquiridas, através do multímetro, duas amostras de 100 observações/amostras. A Fig. 4.9 apresenta, para cada par ferramenta – cavaco, o comportamento médio da FEM em cada nível comportamento médio da T_{for} para cada par termopar ferramenta – cavaco.

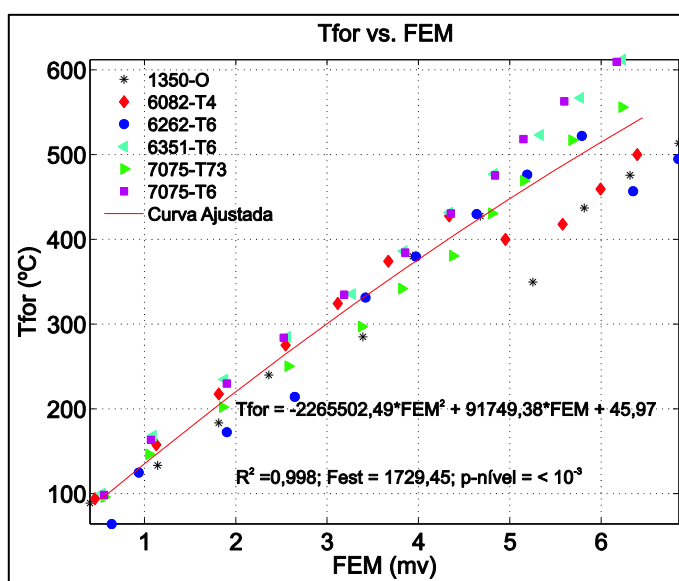


Figura 4.9 – Comportamento das FEM vs. T_{for} nos termopares cavaco-ferramenta de calibração (1350-O; 6062-T4; 6262-T6; 6351-T6; 7075-T73 e 7075-T6)

A análise de variância (univariada) para os resultados das respostas das forças eletromotrizes (FEM) e das temperaturas do forno (T_{for}) da Fig. 4.9, feita na Tab. 4.1, mostrou não haver diferença significativa entre as respostas de FEM e de T_{for} dos termopares.

Tabela 4.1- Análise de variância univariada de FEM e T_{for}

Teste de significância univariado						
		SQ	GL	MQ	$F_0 = MQ/MQ_e$	p-nível
FEM (mV)	Intercessão	0,000892	1	0,000892	222,4101	$<<10^{-6}$
	Termopar	0,000001	5	0,000000	0,0412	0,99
	Erro	0,000241	60	0,000004
T_{for} (°C)	Intercessão	7830199	1	7830199	329,7875	$<<10^{-6}$
	Liga	29356	5	5871	0,2473	0,94
	Erro	1424590	60	23743

SQ: Soma Quadrática; MQ: Média Quadrática; GL: Grau de liberdade

Com base nos resultados da Tab. 4.1, foi ajustado um modelo de 2ª ordem (ver modelo na Fig. 4.9) em que a FEM e a T_{for} foram as médias, nível a nível, destes valores apresentados na mesma figura na qual também são apresentados os valores do coeficiente de correlação (R^2), a estatística F (Fest) e o p-nível do modelo, determinados através do matlab R 2009b.

CAPÍTULO V

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão discutidos os seguintes resultados: i) propriedades mecânicas das ligas de alumínio; ii) planejamentos fatoriais 2^k ; iii) planejamento composto central (PCC); iv) regressões globais I (σ_R , A_r , H_d , V_C , a_p e f); v) validações dos modelos de regressões globais (σ_R , A_r , H_d , V_C , a_p , f); vi) otimizações dos modelos (σ_R , A_r , H_d , V_C , a_p e f); vii) análises de superfícies de resposta e de curvas de níveis dos modelos globais (σ_R , A_r , H_d , V_C , a_p e f); e viii) regressões globais (H_d , V_C , a_p e f).

5.1. Propriedades Mecânicas das Ligas de Alumínio

Nesta etapa foram realizadas as caracterizações das ligas de alumínio: i) ensaios de dureza e iii) ensaios de tração.

5.1.1. Ensaios de Dureza das Ligas de Alumínio

A Figura 5.1a apresenta os resultados da dureza Vickers (10 Kg), em função do tipo de liga; enquanto que as Fig. 5.1b e 5.1c, em função do círculo e do raio de indentação na secção transversal (ver Fig. 3.4), respectivamente.

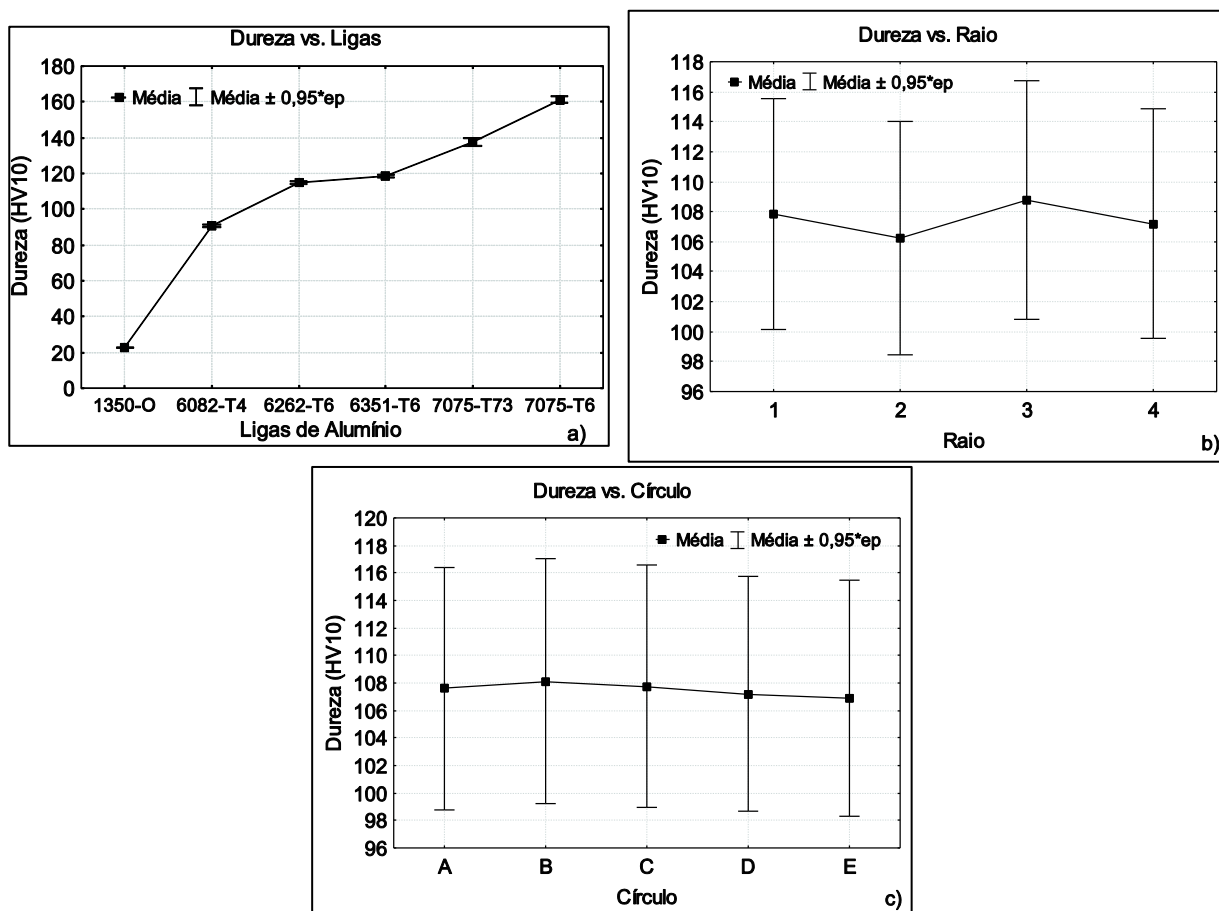


Figura 5.1 – a) H_d (Liga); b) H_d (raio); c) H_d (círculo)

A Tabela 5.1 apresenta a análise de variância ($\alpha = 5\%$) dos resultados da dureza em função da liga, raio e círculo, mostrados nas Fig. 5.1a – 5.1c, respectivamente. Nesta análise, vê-se que a liga foi a única fonte de variação com efeito significativo sobre a dureza (p-nível $\lll 5\%$), como confirma a grande variação da dureza em função da Liga, mostrada na Fig. 5.1a. Esses valores foram utilizados como níveis das durezas das ligas de alumínio.

Tabela 5.1 – Análise de variância da dureza em função da liga, do raio e do círculo

	SQ	GL	MQ	$F_0 = MQ_i/MQ_e$	p-nível
Intercessão	1387309	1	1387309	39225,92	$< 10^{-5}$
Liga	229359	5	45872	1297,02	$< 10^{-5}$
Círculo	22	4	5	0,16	0,960
Raio	104	3	35	0,98	0,404
Erro	3784	107	35

SQ: Soma Quadrática; GL: Grau de Liberdade; MQ: Média Quadrática

5.1.2. Ensaios de Tração das Ligas de Alumínio

As Figuras 5.2a e 5.2b apresentam, respectivamente, os valores médios da resistência mecânica (σ_R) e do alongamento após ruptura (A_R), para cada uma das ligas de

alumínio. Estes resultados estão dentro das faixas de resistência mecânica e alongamento, determinadas pelo fabricante das ligas de alumínio (ver Tab. 3.2).

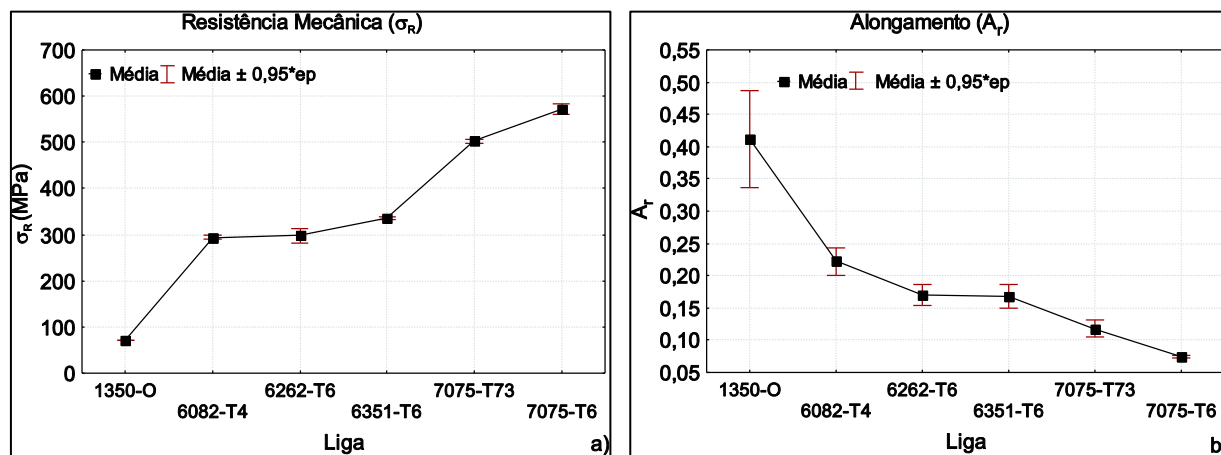


Figura 5.2 – a) σ_R (Liga); b) A_r (Liga)

Como os fatores relacionados às condições de corte (V_c , a_p e f) foram codificados dentro do intervalo $(-\alpha, \alpha)$, coube a realização da mesma codificação (χ_i) para as propriedades mecânicas (σ_R , A_r , H_d). Isso foi realizado para efeito de comparação dos efeitos fatoriais e análise de regressão múltipla, com base em valores de grandezas adimensionais. A Tab. 5.2 apresenta os valores codificados (χ_i), dos valores reais das propriedades mecânicas, vistas nas Fig. 5.1a, 5.2a e 5.2b.

Tabela 5.2 – Propriedades mecânicas (σ_R , A_r e H_d) codificadas

Liga	H_d (HV10)	$\chi_i(H_d)$	σ_R (MPa)	$\chi_i(\sigma_R)$	A_r	$\chi_i(A_r)$
1350-O	22,43	-1,414	71,38	-1,414	0,41	1,414
6082-T4	90,73	-0,021	294,23	-0,154	0,22	-0,176
6262-T6	114,78	0,469	297,80	-0,134	0,17	-0,611
6351-T6	118,64	0,548	335,53	0,080	0,17	-0,628
7075-T73	137,43	0,931	502,35	1,023	0,12	-1,046
7075-T6	161,13	1,414	571,47	1,414	0,07	-1,414

5.2. Planejamentos Fatoriais 2^k

Nesta secção serão apresentados: i) resultados dos planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II; ii) análises de significância dos efeitos fatoriais dos planejamentos 2^k I e 2^k II; iii) verificações das adequabilidades dos modelos de ANOVA dos planejamentos fatoriais 2^k I e

2k II; iv) comparação geral das condições de lubri-refrigeração; v) validações dos resultados da potência (N_e).

5.2.1. Resultados dos Planejamentos Fatoriais 2^k I e 2^k II

A Tabela 5.3 apresenta os tratamentos (ensaios) aplicados na usinagem das ligas de alumínio (-1, +1). As Tabelas II.1 e II.2 do anexo II apresentam os resultados médios (02 observações) dos ensaios de usinagem dos planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II (ver fatores e níveis nas Tab. 3.3 e 3.4), respectivamente, das características de usinabilidade (respostas): forças de avanço (F_f), passiva (F_p) e de corte (F_c), potência de usinagem (N_e), vibração (V_b) e rugosidades (R_a , R_z e R_q).

Tabela 5.3 – Tratamento dos planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II

Ensaios	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
V_c	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1
a_p	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1
f	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1
lub	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	1	1	1

5.2.2. Análises de Significância dos Efeitos Fatoriais dos Planejamentos 2^k I e 2^k II

As Tabelas 5.4 e 5.5 mostram as fontes de variação significativas (p-nível < 0,05) dos modelos de análise de variância das características de usinabilidade (y_i) investigadas nos planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II (ver Tab. II.1 e II.2), respectivamente. Nestas tabelas, também são apresentados os coeficientes de correlação R^2 e R^2 ajustado dos modelos. Nelas se vê, que a Liga, V_c , a_p e f , sejam como fatores principais ou em interações, aparecem com influências significativas em todos os modelos de análise de variância. Portanto, foram considerados os fatores, simultaneamente significativos, a serem empregados no estudo do planejamento composto central (PCC).

Vale ressaltar que, com exceção do modelo de análise de variância da vibração, os demais apresentaram coeficientes R^2 e R^2 ajustado, acima de 95%. O menor coeficiente de correlação com o modelo de vibração ocorreu, pois o conjunto de observações (sinais), para uma determinada condição de corte, sofreu muita variação, que é peculiar no estudo de vibração, como também verificado por Tatar e Gren (2008), por exemplo.

Tabela 5.4 – Análises de variância do planejamento fatorial 2^k I

	Font. Var.	y_i						
		F_u (N)	N_e (W)	T_c (°C)	V_b (m/s ²)	R_a (μ m)	R_z (μ m)	R_q (μ m)
p-níveis	Média/Inter.	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	(1) Liga	$<10^{-5}$	0,01	$<10^{-5}$	0,04	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	(2) V_c	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	0,02	NS	NS	NS
	(3) a_p	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	0,02	$<10^{-4}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	(4) f	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	NS	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	(5) lub	NS	NS	NS	NS	NS	NS	NS
	1 vs. 2	$<10^{-3}$	0,001	NS	NS	NS	NS	NS
	1 vs. 3	NS	NS	0,01	NS	0,04	NS	0,05
	1 vs. 4	NS	NS	NS	0,03	NS	NS	NS
	2 vs. 3	$<10^{-4}$	$<10^{-5}$	NS	0,007	NS	NS	NS
	2 vs. 4	$<10^{-3}$	$<10^{-5}$	NS	NS	NS	NS	NS
	3 vs. 4	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	NS	0,05	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	3 vs. 5	NS	NS	0,007	NS	NS	NS	NS
	R^2	0,99	0,99	0,98	0,81	0,97	0,96	0,97
	R^2 ajustado	0,99	0,99	0,97	0,74	0,96	0,96	0,96

NS: Não Significativo

Tabela 5.5 - Análises de variância do planejamento fatorial 2^k II

	Font. Var.	y_i						
		F_u (N)	N_e (W)	T_c (°C)	V_b (m/s ²)	R_a (μ m)	R_z (μ m)	R_q (μ m)
p-níveis	Média/Inter.	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	(1) Liga	$<10^{-5}$	0,01	$<10^{-5}$	0,02	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	(2) V_c	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	0,02	NS	NS	NS
	(3) a_p	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-3}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	(4) f	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	NS	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$
	1 vs. 2	$<10^{-3}$	0,033	NS	NS	NS	NS	NS
	1 vs. 3	NS	NS	NS	NS	0,04	NS	0,04
	1 vs. 4	NS	NS	0,001	NS	NS	NS	NS
	2 vs. 3	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	NS	0,008	NS	NS	NS
	2 vs. 4	$<10^{-4}$	$<10^{-5}$	NS	0,05	NS	NS	NS
	3 vs. 4	$<10^{-5}$	$<10^{-5}$	$<10^{-3}$	0,01	$<10^{-5}$	$<10^{-4}$	$<10^{-3}$
	R^2	0,99	0,99	0,98	0,80	0,95	0,96	0,95
	R^2 ajustado	0,99	0,99	0,98	0,74	0,94	0,95	0,94

NS: Não Significativo

Apesar de as Tab. 5.4 e 5.5 permitirem a definição dos fatores simultaneamente significativos (Liga, V_c , a_p e f), que farão parte do estudo do PCC e das análises de regressão, coube também o estudo dos efeitos fatoriais das fontes de variação significativas sobre as características de usinabilidade.

As Tabelas 5.6 e 5.7 mostram os efeitos fatoriais das fontes de variação das Tab. 5.4 e 5.5, respectivamente. As interpretações e discussões foram realizadas baseadas nas

contribuições de cada fator: Liga (∂Liga), V_c (∂V_c), a_p (∂a_p), f (∂f) e lub (∂lub) para alterar as tensões de cisalhamento nos planos primário ($\partial\tau_{PCP}$) e secundário ($\partial\tau_{PCS}$) e a suas taxas de deformações.

Tabela 5.6 – Estimativas dos efeitos fatoriais do planejamento fatorial 2^k I

	Font. Var.	y_i						
		F_u (N)	N_e (W)	T_c (°C)	V_b (m/s ²)	R_a (μm)	R_z (μm)	R_q (μm)
Efeitos fatoriais	Média/Inter.	584,88	4149,22	480,28	59,82	5,69	24,95	6,71
	(1) Liga	-51,89	-91,58	260,13	-16,26	-2,15	-10,20	-2,54
	(2) V_c	-107,17	3552,34	71,62	17,94	NS	NS	NS
	(3) a_p	714,38	4528,82	-2,77	38,77	2,75	9,30	3,00
	(4) f	220,69	1363,51	NS	44,49	5,02	19,74	5,80
	1 vs. 2	31,83	122,75	NS	NS	NS	NS	NS
	1 vs. 3	NS	NS	22,12	NS	0,45	NS	0,48
	1 vs. 4	NS	NS	NS	17,19	NS	NS	NS
	1 vs. 5	NS	NS	NS	NS	NS	NS	NS
	2 vs. 3	-57,40	1884,46	NS	21,47	NS	NS	NS
	2 vs. 4	-37,45	374,77	NS	NS	NS	NS	NS
	3 vs. 4	133,82	673,49	NS	15,28	1,80	5,25	1,94
	3 vs. 5	NS	NS	24,22	NS	NS	NS	NS

NS: Não Significativo

Tabela 5.7 – Estimativas dos efeitos fatoriais do planejamento fatorial 2^k II

	Font. Var.	y_i						
		F_u (N)	N_e (W)	T_c (°C)	V_b (m/s ²)	R_a (μm)	R_z (μm)	R_q (μm)
Efeitos fatoriais	Média/Inter.	593,33	4184,86	477,83	61,94	5,73	25,18	6,74
	(1) Liga	-58,79	-124,83	263,99	-19,48	-2,20	-10,58	-2,59
	(2) V_c	-104,48	3566,38	69,21	20,84	NS	NS	NS
	(3) a_p	715,88	4562,45	-39,09	45,30	2,65	8,88	2,88
	(4) f	220,47	1354,73	NS	48,30	4,98	19,92	5,78
	1 vs. 2	28,80	102,78	NS	NS	NS	NS	NS
	1 vs. 3	NS	NS	35,78	NS	0,59	NS	0,65
	1 vs. 4	NS	NS	21,22	NS	NS	NS	NS
	2 vs. 3	-57,12	1887,43	NS	23,48	NS	NS	NS
	2 vs. 4	-37,11	419,64	NS	16,91	NS	NS	NS
	3 vs. 4	138,03	685,43	-21,58	22,19	1,68	5,05	1,81

NS: Não Significativo

Embora nas Tab. 5.6 e 5.7 os efeitos de R_a , R_z e R_q apareçam separados - para as análises gráficas de comportamento geral da rugosidade - elas foram agrupadas em uma única variável, chamada Rugosidade ($R_{ug} = R_a + R_z + R_q$) (ver Fig. 5.6), pois, isoladamente,

sempre seguem a mesma tendência; e, com isso, evita-se redundância de discussão sobre efeitos fatoriais em cada uma delas.

De acordo com Trent e Wright (2000), Zaghbani e Songmene (2009) e Yousefi e Ichida (2000), as variações nas tensões de cisalhamento ($\partial\tau_{PCP}$ e $\partial\tau_{PCS}$) são os principais fenômenos que influem as características de usinabilidade ($\partial y_i = \partial y_i / \partial\tau_{PCP} \cdot \partial\tau_{PCP} + \partial y_i / \partial\tau_{PCS} \cdot \partial\tau_{PCS}$), e estas são afetados pelas contribuições das variáveis: Liga ($\partial Liga$), V_c (∂V_c), a_p (∂a_p) e f (∂f).

As Figuras 5.3 - 5.7 mostram o comportamento médio das características de usinabilidade (y_i), devido à variação de nível (-1 \rightarrow +1) dos fatores significativos (Liga, V_c , a_p , f e lub) que apareceram nas Tab. 5.6 e 5.7. Essas mostram que a variação de nível (-1 \rightarrow +1) da propriedade mecânica (Liga) reduziu a força de usinagem ($\partial F_U / \partial Liga < 0$) (Fig. 5.3a e 5.3c), a potência de usinagem ($\partial N_\theta / \partial Liga < 0$) (Fig. 5.4a e 5.4c), a rugosidade ($\partial R_{Ug} / \partial Liga < 0$) (Fig. 5.6a e 5.6b) e a vibração ($\partial V_b / \partial Liga < 0$) (Fig. 5.7a - 5.7c), mas elevou a temperatura de corte ($\partial T_\theta / \partial Liga > 0$) (Fig. 5.5a - 5.5d). Esses fenômenos ocorreram, pois o aumento da resistência mecânica ou de cisalhamento de uma liga, apesar de aumentar a resistência ao corte nos planos de cisalhamento, pode ter contribuído com a redução da área de contato cavaco – ferramenta (redução da ductilidade) e aumento da geração de calor na região de corte, o que facilita o cisalhamento e o escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta, o que também pode ter inibido a aderência ou o acúmulo de material usinado sobre a superfície de saída da ferramenta; e, desta forma, houve menor liberação desse material sobre a superfície usinada, reduzindo também a rugosidade.

A variação de nível (-1 \rightarrow +1) para a velocidade de corte reduziu a força de usinagem ($\partial F_U / \partial V_c < 0$) (Fig. 5.3a – 5.3d), mas aumentou a potência de usinagem ($\partial N_\theta / \partial V_c > 0$) (Fig. 5.4a – 5.4d), a temperatura de corte ($\partial T_\theta / \partial V_c > 0$) (Fig. 5.5a e 5.5c) e a vibração ($\partial V_b / \partial V_c > 0$) (Fig. 5.7a, 5.7 c e 5.7d). Provavelmente, o aumento da velocidade de corte causou o amaciamento do material na região de corte, o que gerou menores esforços nos planos de cisalhamento; em contrapartida, o aumento da energia de rotação pode ter prevalecido sobre a redução da energia de corte (amaciamento do material), com o aumento da velocidade de corte, que também aumentou a frequência do ciclo de formação do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta, que causa aumento na vibração do sistema.

A variação de nível (-1 \rightarrow +1) para a profundidade de corte elevou a força de usinagem ($\partial F_U / \partial a_p > 0$) (Fig. 5.3a – 5.3d), a potência de usinagem ($\partial N_\theta / \partial a_p > 0$) (Fig. 5.4a –

5.4d), a rugosidade ($\partial R_{ug}/\partial a_p > 0$) (Fig. 5.6a e 5.6b) e a vibração ($\partial V_b/\partial a_p > 0$) (Fig. 5.7a – 5.7d), mas reduziu a temperatura de corte ($\partial T_c/\partial a_p < 0$) (Fig. 5.5a – 5.5d), pois o aumento da profundidade de corte, por aumentar as áreas dos planos de cisalhamento, pode ter elevado os esforços de corte na região de corte. E em contrapartida, pode ter facilitado a condutividade térmica, dissipando mais facilmente o calor gerado na região de corte.

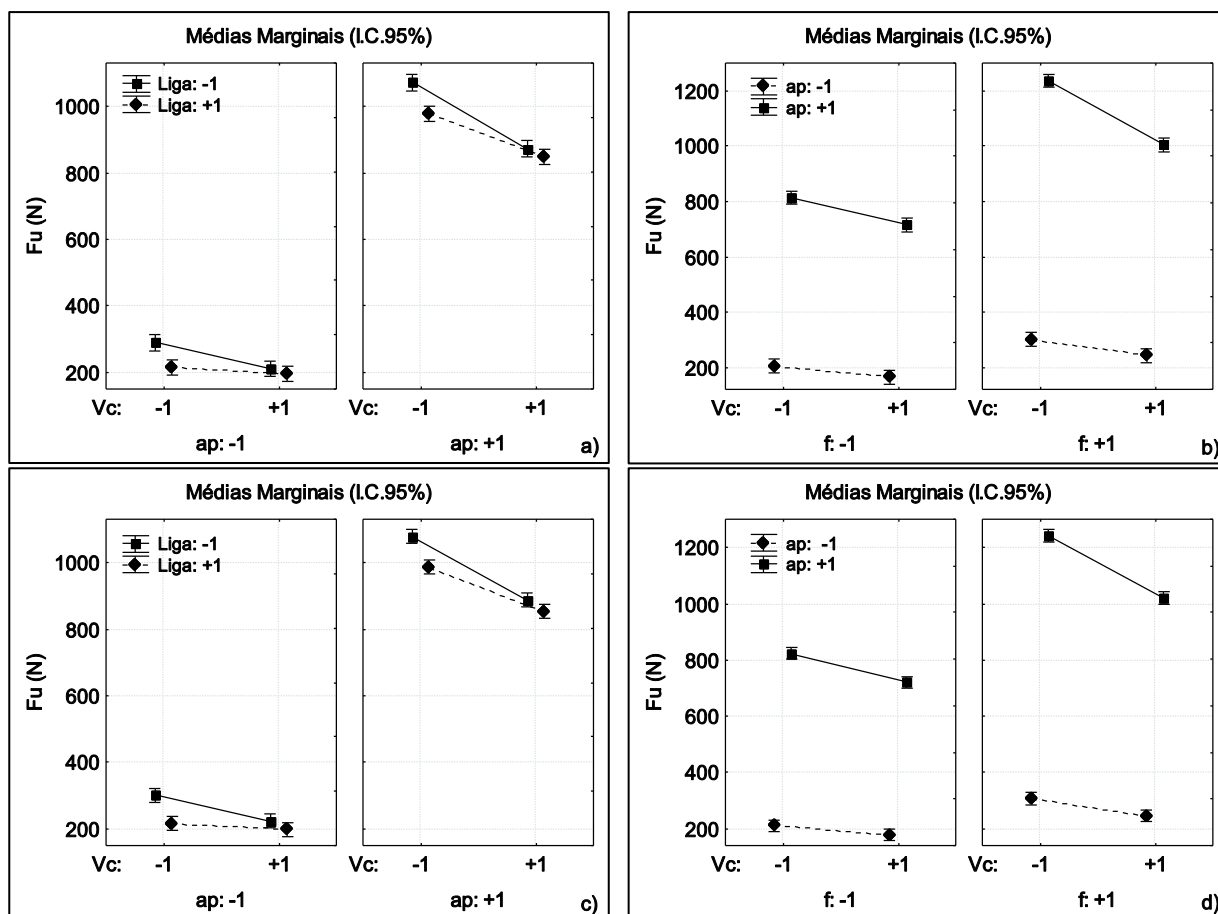


Figura 5.3 – Planejamento 2^k I: a) F_u (Liga, V_c , a_p); b) F_u (V_c , f e a_p); Planejamento 2^k II: c) F_u (Liga, V_c , a_p); d) F_u (V_c , f , a_p)

A variação de nível (-1 \rightarrow +1) para o avanço aumentou a força de usinagem ($\partial F_u/\partial f > 0$) (Fig. 5.3b e 5.3d), a potência de usinagem ($\partial N_e/\partial f > 0$) (Fig. 5.4b e 5.4d), a rugosidade ($\partial R_{ug}/\partial a_p > 0$) (Fig. 5.6a e 5.6b) e a vibração ($\partial V_b/\partial f > 0$) (Fig. 5.7b e 5.7d). Tudo indica que o aumento do avanço gerou os mesmos efeitos que a variação da profundidade de corte gerou sobre a força de usinagem, a potência de usinagem e a vibração, descritos anteriormente – além disso, pode ter ocorrido grande intensificação das marcas do ângulo de ponta da ferramenta, e possível intensificação da liberação de material acumulado sobre a superfície de corte da ferramenta.

A interação entre a propriedade mecânica (Liga) e a velocidade de corte (V_c) aumentou a força de usinagem (Fig. 5.3a e 5.3c) e a potência de usinagem (Fig. 5.4a e 5.4b). Isso provavelmente ocorreu porque o aumento da resistência mecânica (aumento da rigidez da liga), apesar de elevar a taxa de geração de calor na região de corte, prevaleceu sobre o aumento da resistência ao cisalhamento nos planos de cisalhamento, o que pode ter superado a capacidade que a velocidade de corte tem, devido ao aumento de temperatura que causa redução das tensões de cisalhamento na região de corte.

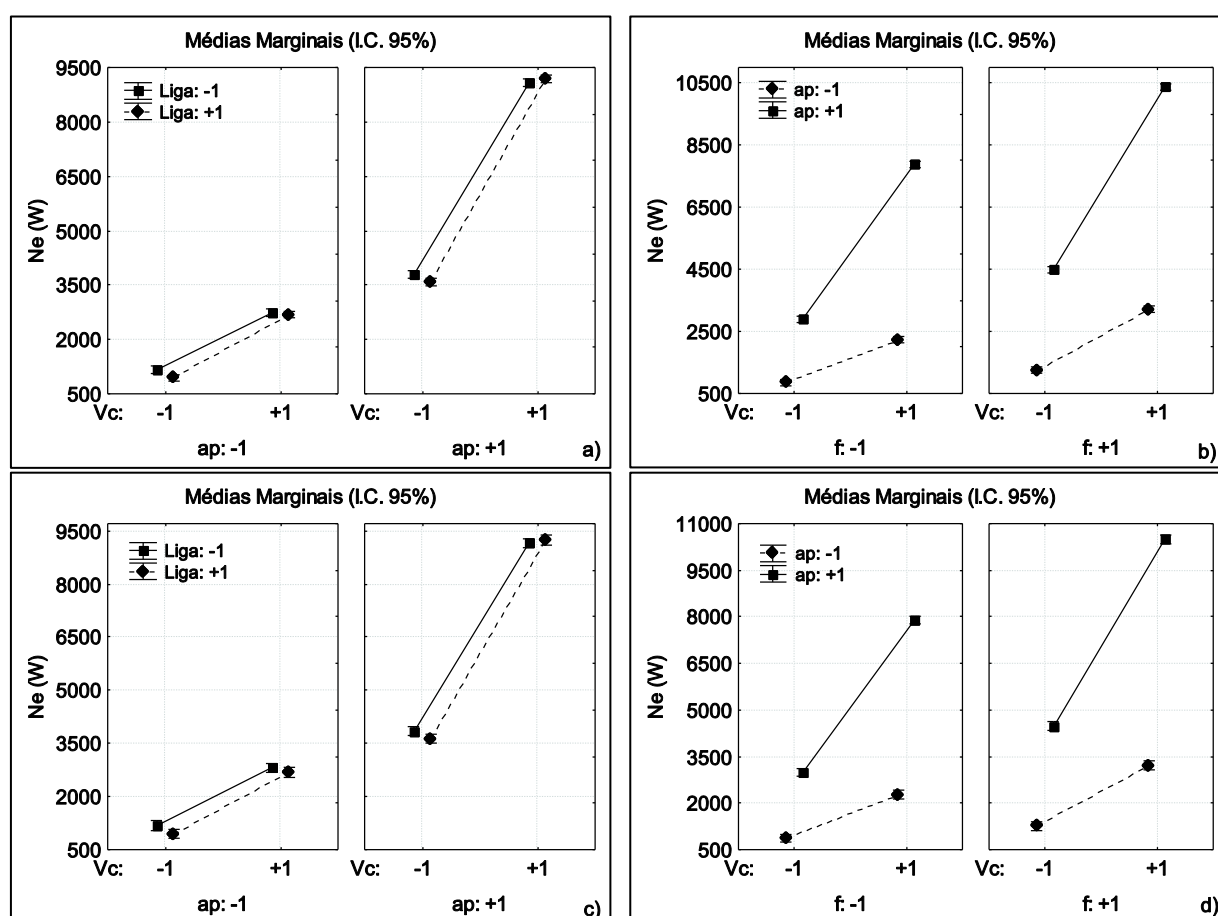


Figura 5.4 – Planejamento 2^k I: a) N_e (Liga, V_c , a_p); b) N_e (V_c , f , a_p); Planejamento 2^k II: c) N_e (Liga, V_c , a_p); d) N_e (V_c , f , a_p)

A interação entre a propriedade mecânica (Liga) e a profundidade de corte (a_p) aumentou a temperatura de corte (Fig. 5.5a e Fig. 5.5b) e a rugosidade (Fig. 5.6a e 5.6b), pois houve grande aumento da resistência ao corte nos planos de cisalhamento e da elevação da geração de calor; embora esta não colaborasse significativamente para o amaciamento do material na região de corte.

A interação entre a propriedade mecânica (Liga) e o avanço (f) aumentou a vibração (Fig. 5.7b e 5.7d), pois deve ter ocorrido elevação da resistência ao corte nos planos de

cisalhamento, em virtude do aumento das áreas destes planos e do aumento da resistência mecânica da liga.

A interação entre a velocidade de corte (V_c) e a profundidade de corte (a_p) reduziu a força de usinagem (Fig. 5.3a – 5.3d), mas aumentou a potência de usinagem (Fig. 5.4a - 5.4b) e a vibração (Fig. 5.7a, 5.7c e 5.7d), pois, provavelmente, a redução da resistência ao cisalhamento na região de corte, com o aumento da temperatura (altas velocidades de corte), prevaleceu sobre a elevação das áreas dos planos de cisalhamento (aumento da profundidade); além disto, o aumento da energia de rotação pode ter prevalecido sobre a redução da energia de corte (amaciamento do material), com o aumento da velocidade de corte, o que também aumentou a frequência do ciclo de formação do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.

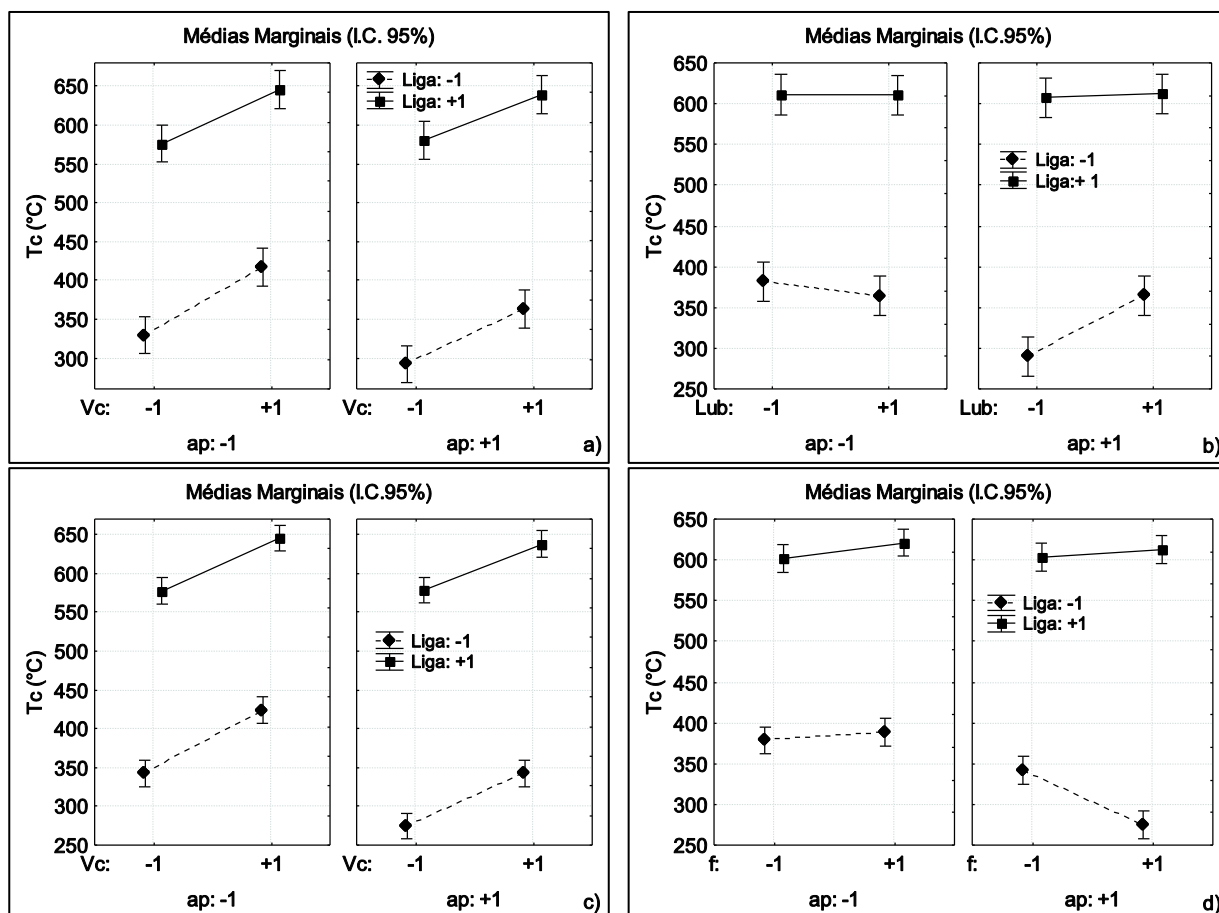


Figura 5.5 – Planejamento 2^k I: a) T_c (Liga, V_c , a_p); b) T_c (Liga, a_p , lub); Planejamento 2^k II: c) T_c (Liga, V_c , a_p); d) T_c (Liga, f, a_p)

A interação entre a velocidade de corte (V_c) e o avanço (f) reduziu a força de usinagem, mas aumentou a potência de corte, pelos mesmos motivos relatados para

situação envolvendo a interação entre a velocidade de corte (V_c) e a profundidade de corte (a_p).

A interação entre a profundidade de corte (a_p) e o avanço (f) aumentou a força de usinagem (Fig. 5.3b e 5.3d), a potência de usinagem (Fig. 5.4b e 5.4d), a rugosidade (Fig. 5.6a e 5.6b) e a vibração (Fig. 5.7b), mas reduziu a temperatura de corte (Fig. 5.5d). Provavelmente, o simultâneo aumento do avanço e da profundidade de corte esteja causando grande resistência à formação do cavaco, em virtude do aumento das áreas dos planos de cisalhamento. Isso repercutiu num maior encruamento de material sobre a superfície de corte, com possível liberação de material, que se adere à superfície usinada, a qual também pode estar sujeita às intensas marcas de avanço da ponta da ferramenta. Além disso, embora esteja havendo geração de calor, com o aumento dos esforços pode estar ocorrendo melhor dissipação de calor, com o aumento das áreas dos planos de cisalhamento.

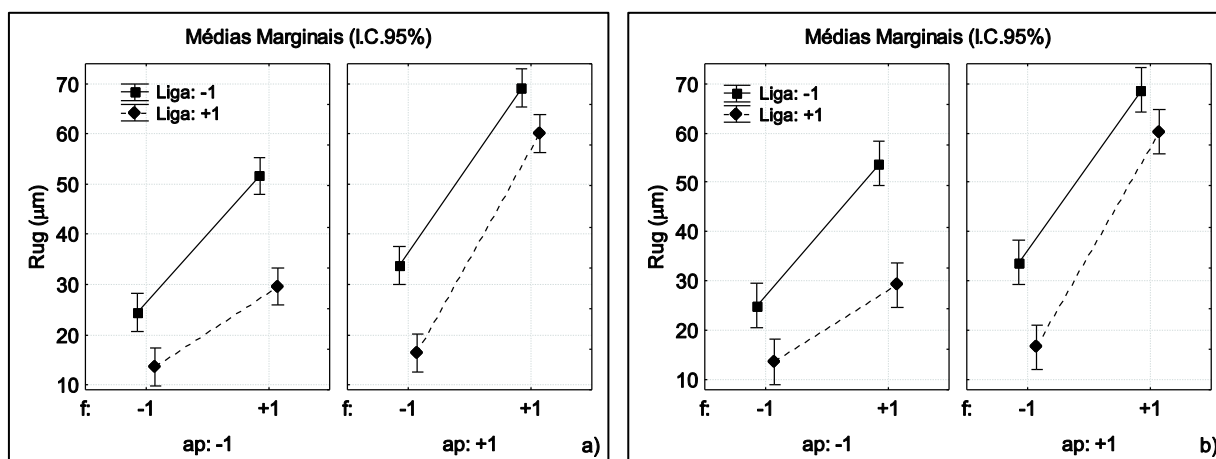


Figura 5.6 – Planejamento fatorial 2^k I: a) R_{ug} (Liga, f , a_p); Planejamento fatorial 2^k II: b) R_{ug} (Liga, f , a_p)

A interação entre a profundidade de corte (a_p) e lubri-refrigeração (lub) aumentou a temperatura de corte (Fig. 5.5b), pois, talvez, ao invés de o fluido de corte causar uma ação lubrificante, ele esteja causando uma ação refrigerante e, com isso, elevando a dureza do material na região de corte e, portanto, eleva-se a resistência ao corte nos planos de cisalhamento, a qual também esteja sendo favorecida pelo aumento das áreas destes planos que, por sua vez, esteja melhorando a dissipação de calor na região de corte.

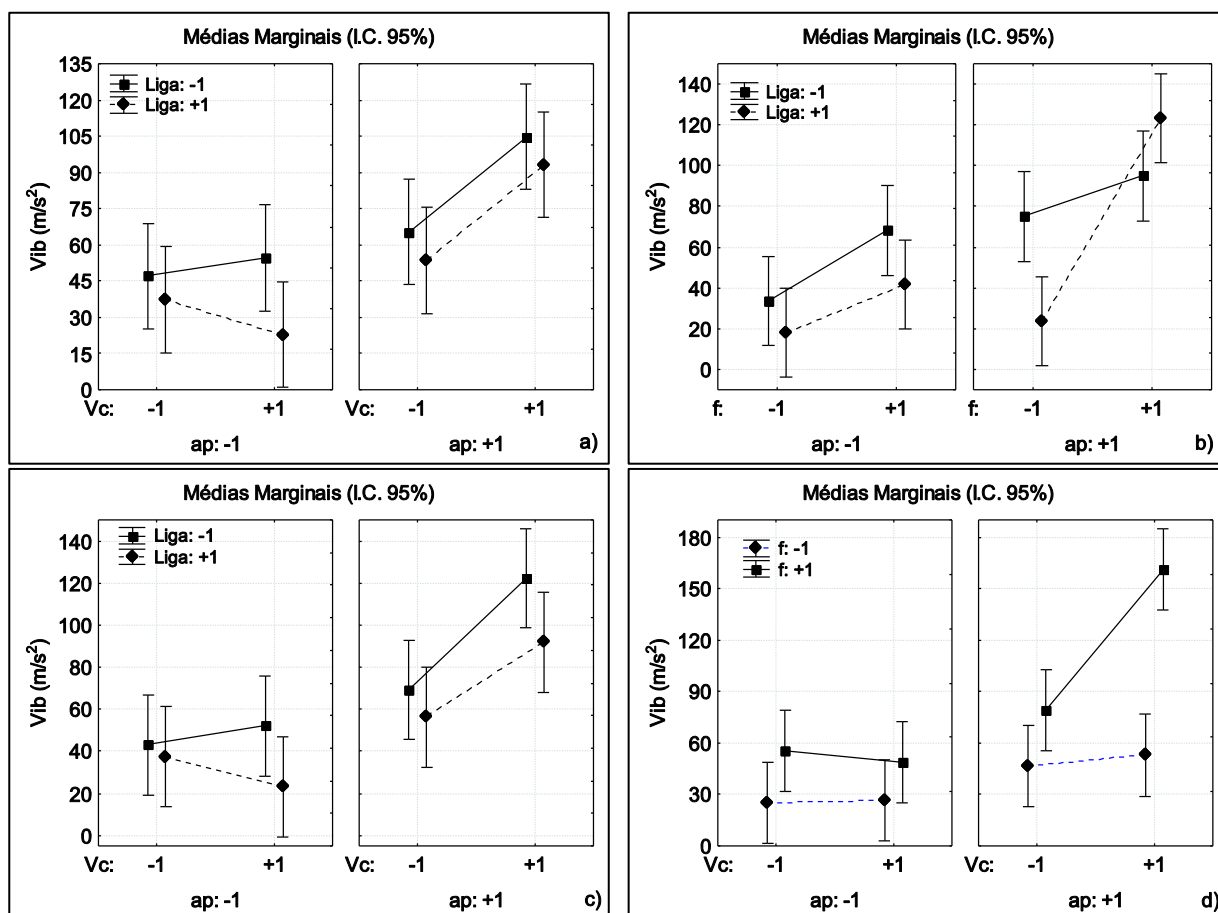


Figura 5.7 – Planejamento 2^k I: a) V_b (Liga, V_c , a_p); b) V_b (Liga, f , a_p); Planejamento 2^k II: c) V_b (Liga, V_c , a_p); d) V_b (V_c , f , a_p)

5.2.3. Verificação das Adequabilidades dos Modelos de ANOVA dos Planejamentos Fatoriais 2^k I e 2^k II

Foram realizadas as análises residuais dos modelos utilizados nas análises de variância (ANOVA) dos planejamentos fatoriais, através da verificação do valor esperado do resíduo ($E[e] \sim \text{zero}$).

Para se evitar grande número de gráficos de resíduos, eles foram agrupados da tal forma que em um gráfico foram sobrepostos os resíduos da força de usinagem (F_u), potência de usinagem (N_e) e temperatura de corte (T_c); e, em outro, as rugosidades (R_a , R_z e R_q) e a vibração (V_b). As Figuras 5.8a e 5.8b apresentam os valores residuais dos modelos de análise de variância do planejamento fatorial 2^k I; enquanto que as Fig. 5.8c e 5.8d, do planejamento fatorial 2^k II. Os resíduos dos modelos de F_u , T_c e N_e foram sobrepostos em um único gráfico; enquanto que os de R_a , R_z , R_q e V_b , em outro – para se evitar grande número de gráficos. Neles vê-se que os resíduos estão aleatoriamente

distribuídos em torno de zero ($E[e] \sim \text{zero}$), o que indica a adequabilidade dos modelos de ANOVA.

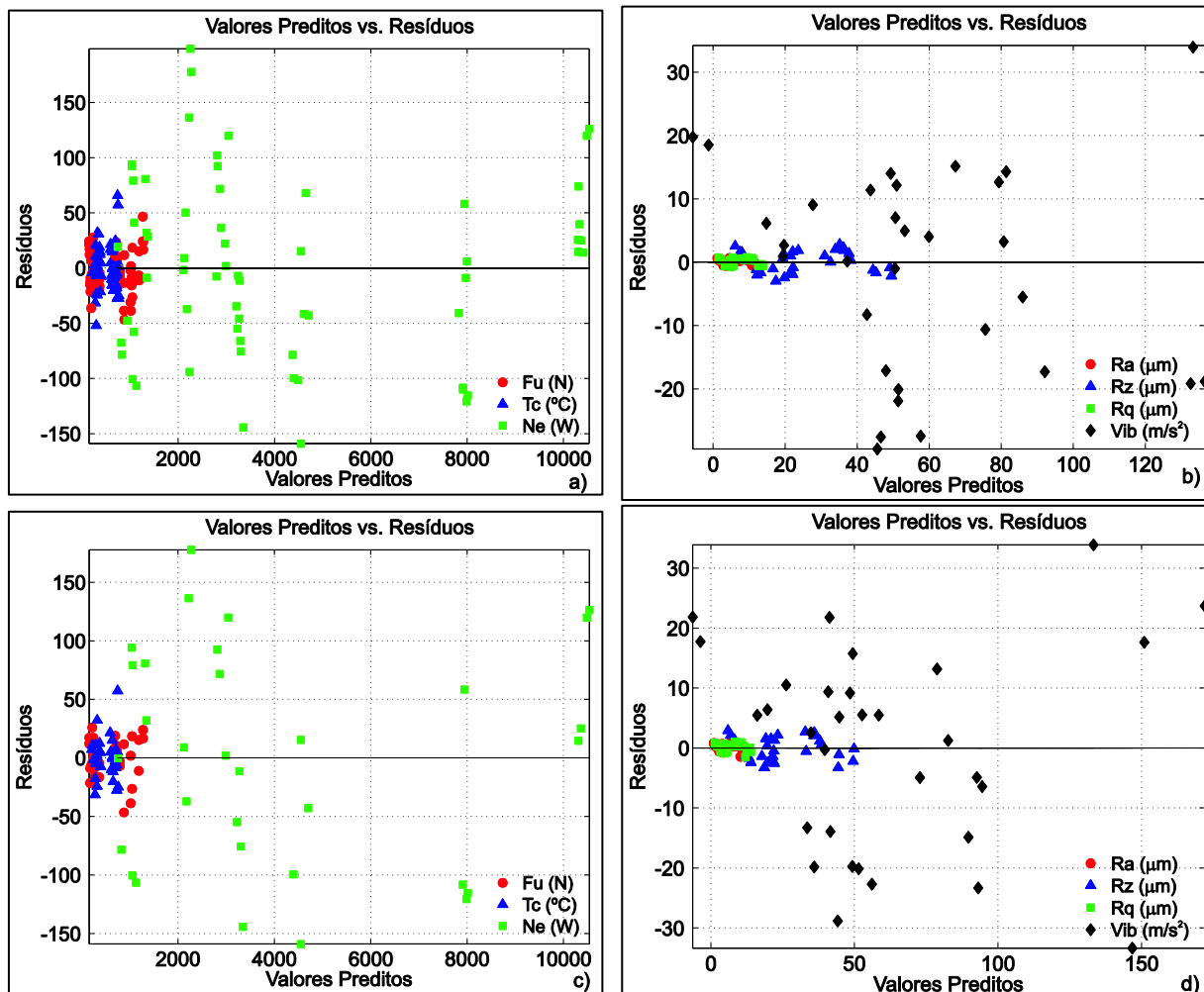


Figura 5.8 – Resíduos dos modelos: a e b) F_u , T_c , N_e , R_a , R_z , R_q e V_b (2^k I); c e d) F_u , T_c , N_e , R_a , R_z , R_q e V_b (2^k II)

5.2.4. Comparação Geral das Condições de Lubri-Refrigeração

Apesar de a condição jorro ter sido o único nível que contribuiu para a significância das fontes de variação (a_p vs. lub), para a temperatura de corte (T_c) (ver Tab. 5.4) - ela não exerceu efeito benéfico sobre si, pois causou sua elevação. Desta forma, para se encontrar a melhor condição de lubri-refrigeração (seco ou jorro ou MQF) para a maioria das características de usinabilidade, foi feita uma comparação dos comportamentos médios das respostas (F_u , N_e , T_c , $R_{UG} = R_a + R_z + R_q$ e V_b), em cada nível de lubri-refrigeração (Fig. 5.9a - 5.9c). Nestes gráficos não foram consideradas medidas de variabilidade, pois as amostras (48 observações - 24 ensaios/liga de alumínio) (ver Tab. II.1 e II.2) para todas as

respostas assumiram valores muito baixos e altos, causando altos desvios-padrão, que poderiam mascarar a visualização dos efeitos dos níveis de lubri-refrigeração.

As Figuras 5.9a – 5.9c mostraram que a condição jorro de lubri-refrigeração, com exceção da temperatura de corte (T_c) (Fig. 5.9a), gerou os menores níveis nas respostas médias das características de usinabilidade. Com isso concorda a assertiva de Sasahara *et al.* (2008) que afirmam que, em materiais que apresentam alta ductilidade (fácil aderência a ferramenta de corte), como as ligas de alumínio, normalmente, o sistema jorro de lubri-refrigeração é empregado. O sistema jorro foi a melhor condição de lubri-refrigeração para a maioria das características de usinabilidade (F_u , N_e , R_{ug} e V_b). Esses resultados são consequências das ações lubrificantes e refrigerantes dos sistemas empregados.

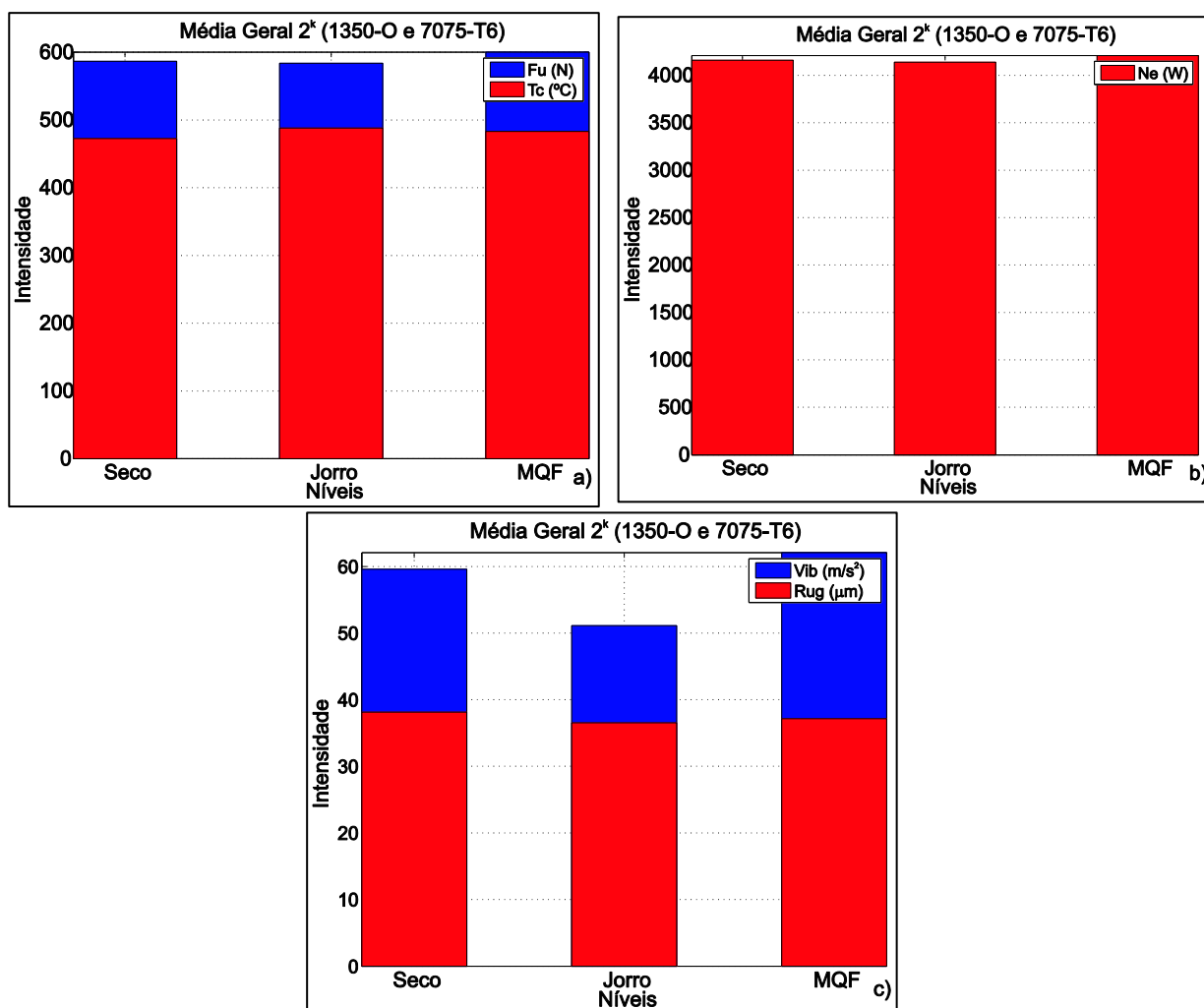


Figura 5.9 – Comportamento médio das respostas (seco, jorro, MQF): a) F_u e T_c ; b) N_e ; c) R_{ug} e V_b

5.2.5. Validações dos Resultados da Potência (N_e)

As Figuras 5.10a e 5.10b mostram os resultados de N_e vs. N_{e1} e N_e vs. N_{e2} , obtidos nas usinagens das ligas 1350-O e 7075-T6, respectivamente, de acordo com as condições estabelecidas nos planejamentos fatoriais 2^k . Nestas figuras, para efeito de verificação das igualdades $N_e = N_{e1} = N_{e2}$, foi gerada a linha ($y = x$). Cabe lembrar que N_e é a diferença entre potência consumida sob ação de corte e a consumida sem a ação de corte; N_{e1} é o produto escalar entre os vetores $\mathbf{F_u}$ (força de usinagem) e $\mathbf{V_e}$ (velocidade de corte) e N_{e2} é o produto entre a potência total consumida pelo CNC e seu rendimento (ver subsecção 3.2.2).

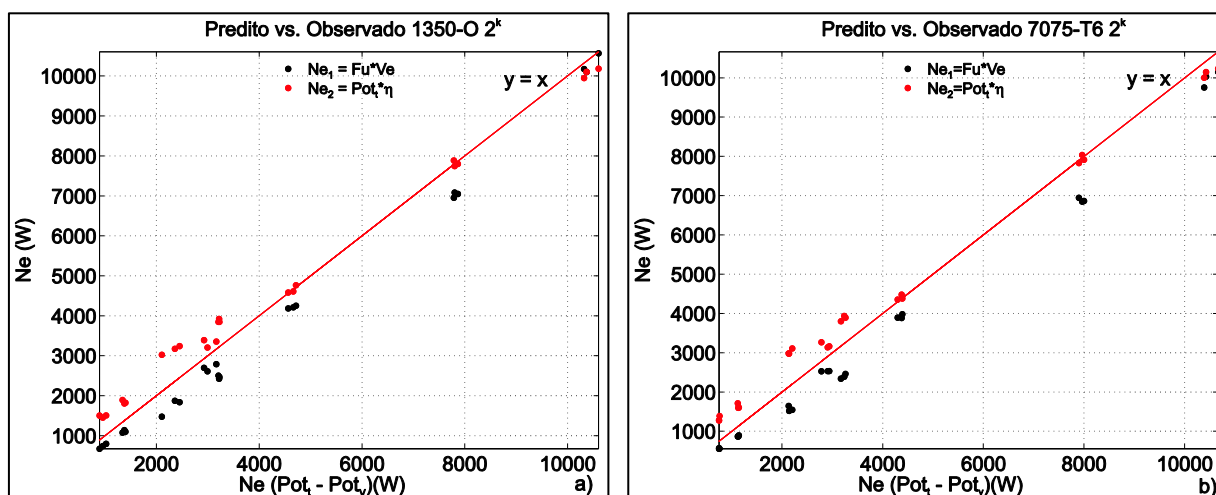


Figura 5.10 – a) N_{e1} (N_e) e N_{e2} (N_e) na liga 1350-O; b) N_{e1} (N_e) e N_{e2} (N_e) na liga 7075-T6

A Tabela 5.8 apresenta a análise de variância (único fator: potências) dos resultados de N_e , N_{e1} e N_{e2} (Fig. 5.10a e 5.10b). Ela mostrou não haver diferença significativa entre N_e , N_{e1} e N_{e2} ; portanto, a metodologia utilizada na obtenção da potência de usinagem (N_e), bem como o dispositivo de medição de potência confeccionado (ver Fig. I.3) podem ser empregados, com confiabilidade, para a determinação da potência de usinagem.

Tabela 5.8 – Análise de variância de N_e , N_{e1} e N_{e2} na usinagem das ligas de alumínio 1350-O e 7075-T6

Teste Univariado de Significância da Potência						
		SQ	GL	MQ	$F_0 = MQ_i/MQ_e$	p-nível
1350-O	Intercessão	$1,26 \cdot 10^9$	1	$1,26 \cdot 10^9$	134,27	$<10^{-6}$
	Potências	$6,69 \cdot 10^6$	2	$3,35 \cdot 10^6$	0,36	0,70
	Erro	$6,45 \cdot 10^8$	69	$9,35 \cdot 10^6$	-----	-----
7075-T6	Intercessão	$1,18 \cdot 10^9$	1	$1,18 \cdot 10^9$	121,80	$<10^{-6}$
	Potências	$8,80 \cdot 10^6$	2	$4,40 \cdot 10^6$	0,45	0,64
	Erro	$6,69 \cdot 10^8$	69	$9,69 \cdot 10^6$	-----	-----

SQ: Soma Quadrática; GL: Grau de Liberdade; MQ: Média Quadrática

5.3. Planejamento Composto Central (PCC)

Nesta secção serão apresentados: i) cálculo dos níveis extremos do PCC; ii) resultados dos ensaios de usinagem dos PCC; iii) análises das regressões dos PCC; iv) análises residuais das regressões dos PCC; v) análises das curvas de níveis das regressões dos PCC e vi) estudos de controle do cavaco e grau de recalque (R_c) do PCC e vii) estudos dos desgastes e das avarias das ferramentas de corte no PCC.

5.3.1. Cálculo dos Níveis Extremos do PCC

Como o fator relacionado às propriedades mecânicas (Liga) está entre os fatores significativos, foi realizado um planejamento composto central (PCC) envolvendo a velocidade de corte (V_c), a profundidade de corte (a_p) e o avanço (f), o qual foi executado na usinagem de todas as ligas de alumínio (1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 7075-T73 e 7075-T6) - na condição jorro, pois foi a melhor condição de lubri-refrigeração.

É importante esclarecer que a liga de alumínio 6351-T6 não foi utilizada no planejamento composto central, pois será utilizada no processo de validação dos modelos globais de regressão.

A partir dos três fatores significativos (V_c , a_p e f) e com quatro observações no ponto central (0, 0, 0), foi calculado o fator alpha ($\alpha = 1,414$) - de tal maneira que se garantisse a ortogonalidade da matriz de covariância das entradas. A Tab. 5.9 apresenta os níveis (reais) dos fatores significativos das características de usinabilidade usadas no PCC.

Tabela 5.9 – Níveis dos fatores (V_c , a_p e f) do PCC

	V_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)
$\varpi (-\alpha)$	117 (238)*	0,170	0,38 (0,58)*
$\varpi (-1)$	200 (300)*	0,200	1,00
$\varpi (0)$	400 (450)*	0,275 (0,250)*	2,50 (2,00)*
$\varpi (+1)$	600	0,350 (0,300)*	4,00 (3,00)*
$\varpi (+\alpha)$	683 (662)*	0,380 (0,320)*	4,62 (3,41)*

* T_c

5.3.2. Resultados dos Ensaios de Usinagem dos PCC

Durante os ensaios de usinagem do PCC (Tab. 5.10), foram levantados resultados das características de usinabilidade (y_i : F_c , F_f , F_p , N_e , T_c , R_a , R_z e R_q). As Tab. II.3 a II.7 apresentam os resultados (respostas médias de 02 observações) das características de usinabilidade (F_c , F_f , F_p , N_e , T_c , V_b , R_a , R_z e R_q), coletadas durante os ensaios de usinagem (PCC), nas ligas de alumínio 1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 7075-T73 e 7075-T6, respectivamente.

Tabela 5.10 – Tratamentos do PCC

Ensaio (PCC)																		
Fator	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
V _c	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	0	0	-1,41	0	0	0	0	1,41	0	0
a _p	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	1.41	0	0	0	0	0	0	0	0	-1,41
f	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	0	-1,41	0	0	0	0	0	0	1,41	0

5.3.3. Análises das Regressões dos PCC

Este processo foi conduzido, primeiramente, pelas análises de variâncias das fontes de variação dos modelos de 2ª ordem ($y_i = \beta_0 + \mathbf{X}' \cdot \mathbf{b} + \mathbf{X}' \cdot \mathbf{B} \cdot \mathbf{X}$), tendo como variáveis de entrada (x_i : V_c , a_p , f), empregados em cada liga de alumínio. As Tabelas 5.11 a 5.15 mostram as fontes de variação significativas (p-nível < 0,05) dos modelos de regressão das respostas (y_i), e seus coeficientes R^2 , R^2 ajustado e p-nível, para cada liga testada, respectivamente.

Tabela 5.11 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 1350-O

		F_u	N_e	T_c	R_a	R_z	R_q	V_b
p-níveis	Intercessão	< 10^{-5}	< 10^{-5}	< 10^{-5}	< 10^{-5}	< 10^{-5}	< 10^{-5}	< 10^{-5}
	V_c	0,010	< 10^{-5}	< 10^{-5}	0,001	0,010	< 10^{-3}	0,002
	a_p	< 10^{-5}	< 10^{-5}	NS	< 10^{-3}	0,002	< 10^{-3}	0,015
	f	< 10^{-4}	< 10^{-5}	NS	< 10^{-5}	< 10^{-5}	< 10^{-5}	NS

$V_c \cdot a_p$	NS	$< 10^{-4}$	NS	0,023	0,065	0,007	NS
$V_c \cdot f$	NS	NS	0,020	NS	NS	NS	NS
$a_p \cdot f$	0,010	0,009	0,003	0,015	NS	0,035	NS
V_c^2	0,030	0,010	0,005	NS	NS	NS	NS
a_p^2	0,004	$< 10^{-4}$	0,002	0,002	0,014	0,001	$< 10^{-5}$
f^2	NS	NS	NS	NS	NS	NS	$< 10^{-5}$
R^2	0,981	0,992	0,985	0,967	0,931	0,969	0,948
R^2 ajustado	0,969	0,987	0,978	0,947	0,900	0,951	0,928
p-nível	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
ep	64,19	300,72	5,65	0,44	2,13	0,46183	13,89

NS: Não Significativo

Tabela 5.12 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 6082-T4

	F_u	N_e	T_c	R_a	R_z	R_q	V_b
Intercessão	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
V_c	0,005	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS	0,046	NS	
a_p	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	$< 10^{-3}$
f	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$
$V_c \cdot a_p$	NS	$< 10^{-5}$	0,009	NS	NS	NS	0,114
$V_c \cdot f$	NS	0,008	NS	NS	NS	NS	NS
$a_p \cdot f$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$	0,005	NS	NS	NS	NS
V_c^2	NS	NS	$< 10^{-4}$	0,061	$< 10^{-5}$	0,007	0,065
a_p^2	0,023	NS	0,040	NS	0,036	NS	NS
f^2	NS	NS	NS	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS
R^2	0,989	0,993	0,991	0,989	0,986	0,989	0,857
R^2 ajustado	0,984	0,990	0,985	0,986	0,980	0,986	0,805
p-nível	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$
ep	31,94	242,91	4,12	0,11	0,50	0,12	3,52

NS: Não Significativo

Tabela 5.13 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 6262-T6

	F_u	N_e	T_c	R_a	R_z	R_q	V_b
Intercessão	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
V_c	$< 10^{-3}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	0,001
a_p	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$	0,005	$< 10^{-3}$	0,004	0,015
f	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$
$V_c \cdot a_p$	0,001	$< 10^{-5}$	NS	0,047	NS	0,051	NS
$V_c \cdot f$	NS	0,005	NS	NS	0,020	NS	NS
$a_p \cdot f$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$	0,039	NS	NS	NS	NS
V_c^2	NS	NS	0,002	$< 10^{-3}$	$< 10^{-4}$	$< 10^{-3}$	0,001
a_p^2	0,001	$< 10^{-3}$	0,003	NS	NS	NS	$< 10^{-3}$
f^2	0,001	NS	NS	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$	$< 10^{-5}$	NS
R^2	0,999	0,994	0,992	0,984	0,969	0,983	0,923
R^2 ajustado	0,999	0,990	0,988	0,976	0,955	0,975	0,888
p-nível	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$
ep	4,85	218,20	4,52	0,14	0,84	0,17	20,27

NS: Não Significativo

Tabela 5.14 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 7075-T73

		F_u	N_e	T_c	R_a	R_z	R_q	V_b
p-níveis	Intercessão	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	V_c	0,008	$< 10^{-5}$	0,012	NS	NS	NS	$< 10^{-3}$
	a_p	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	0,003	NS	NS	NS	NS
	f	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	0,013	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$
	$V_c \cdot a_p$	NS	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	NS	NS
	$V_c \cdot f$	NS	$< 10^{-3}$	0,044	NS	NS	NS	0,078
	$a_p \cdot f$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	0,004	NS	NS	NS	0,030
	V_c^2	NS	NS	NS	NS	NS	NS	0,067
	a_p^2	$< 10^{-3}$	NS	$< 10^{-3}$	NS	NS	NS	NS
	f^2	NS	NS	NS	$< 10^{-4}$	$< 10^{-4}$	$< 10^{-4}$	NS
	R^2	0,993	0,998	0,869	0,968	0,928	0,968	0,862
	R^2 ajustado	0,990	0,997	0,791	0,964	0,917	0,963	0,800
	p-nível	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$
	ep	27,84	135,43	46,87	0,17	0,91	0,20	2,64

NS: Não Significativo

Tabela 5.15 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 7075-T6

		F_u	N_e	T_c	R_a	R_z	R_q	V_b
p-níveis	Intercessão	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	V_c	$< 10^{-3}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	0,010	NS	0,016	NS
	a_p	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	NS	$< 10^{-3}$
	f	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	$V_c \cdot a_p$	0,002	$< 10^{-5}$	0,004	NS	NS	NS	NS
	$V_c \cdot f$	NS	0,017	0,065	NS	NS	NS	NS
	$a_p \cdot f$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$	NS	0,010	NS	0,016	0,003
	V_c^2	NS	$< 10^{-3}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	0,048	$< 10^{-5}$	NS
	a_p^2	0,004	NS	NS	NS	0,068	NS	NS
	f^2	NS	NS	NS	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$
	R^2	0,997	0,997	0,996	0,979	0,960	0,979	0,918
	R^2 ajustado	0,995	0,995	0,994	0,970	0,947	0,970	0,891
	p-nível	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	ep	18,76	187,38	2,18	0,09	0,50	0,11	7,19

NS: Não Significativo

Os modelos das características de usinabilidades (variáveis de saída) apresentaram valores de $R^2 > 0,85$, que indicam boa capacidade dos modelos de explicarem as variabilidades das respostas.

Após a análise de variância, foram gerados os modelos de regressão com as fontes de variação significativas. As Tab. 5.16 – 5.20 apresentam os valores dos coeficientes significativos dos modelos de regressão das respostas (y_i), que podem ser inseridos no modelo de 2ª ordem, envolvendo as variáveis x_i (V_c , a_p , f).

Tabela 5.16 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 1350-O

	F _u	N _e	T _c	R _a	R _z	R _q	V _b
β_0	771,35	5323,78	381,06	4,85	20,97	5,57	59,63
β_1	-67,39	1758,89	42,66	-0,64	-2,09	-0,75	16,34
β_2	380,03	2264,58	0	0,63	2,42	0,67	14,31
β_3	134,75	841,00	0	1,92	6,56	2,06	0
β_4	0	927,93	0	-0,42	-1,54	-0,54	0
β_5	0	0	5,30	0	0	0	0
β_6	66,60	351,41	-7,28	0,46	0	0,39	0
β_7	-67,64	-347,47	-7,17	0	0	0	0
β_8	-88,14	-785,30	-8,98	-0,66	-2,26	-0,71	-68,03
β_9	0	0	0	0	0	0	66,18

Tabela 5.17 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 6082-T4

	F _u	N _e	T _c	R _a	R _z	R _q	V _b
β_0	442,95	3686,48	542,57	2,73	12,67	3,21	24,25
β_1	-31,35	1681,55	41,00	0	0,32	0	0
β_2	301,72	1973,25	11,00	0	0	0	5,19
β_3	0	745,02	6,94	1,06	3,80	1,22	7,42
β_4	98,78	877,57	-4,74	0	0	0	2,32
β_5	0	277,88	0	0	0	0	0
β_6	0	456,83	-5,23	0	0	0	0
β_7	72,66	0	-14,75	0,08	1,61	0,14	2,64
β_8	0	0	-3,66	0	-0,49	0	0
β_9	35,08	0	0	0,30	1,57	0,38	0

Tabela 5.18 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 6262-T6

	F _u	N _e	T _c	R _a	R _z	R _q	V _b
β_0	437,82	3886,00	556,36	2,45	11,79	2,92	183,98
β_1	-9,35	1735,76	45,93	0	0	0	24,91
β_2	254,96	1658,32	8,93	0,15	1,55	0,19	19,38
β_3	106,38	743,95	7,84	0,99	3,64	1,16	37,37
β_4	-9,14	822,75	0	-0,12	0	-0,14	0
β_5	0	280,10	0	0	-0,80	0	0
β_6	72,33	424,26	-3,78	0	0	0	0
β_7	0	0	-6,89	0,23	2,33	0,33	-31,64
β_8	-7,87	-485,08	-6,21	0	0	0	-47,70
β_9	-7,87	0	0	0,49	2,26	0,59	0

Tabela 5.19 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 7075-T73

	F _u	N _e	T _c	R _a	R _z	R _q	V _b
β_0	486,47	4108,25	618,66	2,62	11,64	3,07	12,33
β_1	-25,48	1891,58	40,90	0	0	0	-4,29
β_2	347,08	2122,68	-59,21	0	0	0	0
β_3	118,71	819,19	40,57	1,01	3,21	1,14	3,75
β_4	0	928,22	0	0	0	0	0
β_5	0	269,15	38,00	0	0	0	-2,02
β_6	75,98	450,28	61,11	0	0	0	-2,58
β_7	0	0	0	0	0	0	1,92

β_8	63,76	0	-92,66	0	0	0	0
β_9	0	0	0	0,37	1,88	0,45	0

Tabela 5.20 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 7076-T6

	F_u	N_e	T_c	R_a	R_z	R_q	V_b
β_0	533,21	4595,62	617,22	1,17	6,35	1,42	24,76
β_1	-33,31	1795,85	32,26	-0,09	0	-0,10	0
β_2	354,76	2341,63	0	0	0	0	10,33
β_3	100,99	712,36	8,00	0,33	1,80	0,46	22,13
β_4	-26,62	958,66	-2,77	0	0	0	0
β_5	0	192,07	-1,57	0	0	0	0
β_6	64,83	332,32	0	-0,10	0	-0,11	9,88
β_7	0	-412,55	-6,29	0,35	0,46	0,41	0
β_8	28,34	0	0	0	0,37	0	0
β_9	0	0	0	0,51	2,10	0,57	13,04

5.3.4. Análises Residuais das Regressões dos PCC

Neste processo, os resíduos dos modelos cujos coeficientes foram apresentados nas Tab. 5.16 – 5.20 foram agrupados por resposta investigada; ou seja, os resultados dos resíduos para uma determinada característica de usinabilidade foram sobrepostos em um único gráfico, o que evitou inúmeros e desnecessários gráficos de resíduos.

As Figuras 5.11a - 5.11d apresentam os resíduos dos modelos da força de usinagem (F_u), da potência de usinagem (N_e), da temperatura de corte (T_c) e da rugosidade (R_a). Estes resíduos foram sobrepostos em poucos gráficos para se evitar grande número de figuras. Eles mostram modelos de regressão com valores esperados dos resíduos próximos de zero ($E[e] \sim zero$); e, portanto, com os valores dos coeficientes R^2 , R^2 ajustado $\sim 90\%$ e p-níveis dos modelos menores do que 10^{-3} , encontrados anteriormente, indicando suas adequabilidades para as predições das respostas (y_i). Embora os resíduos da rugosidade R_q não tenham sido apresentados, eles seguiram o mesmo padrão que os resíduos da rugosidade R_a (Fig. 5.11d). Semelhantemente, os resíduos dos parâmetros de rugosidades R_z , só que com diferente magnitudes. Os resíduos dos modelos de vibração (V_b) em cada liga, também apresentaram valor esperado próximo de zero ($E[e] \sim zero$).

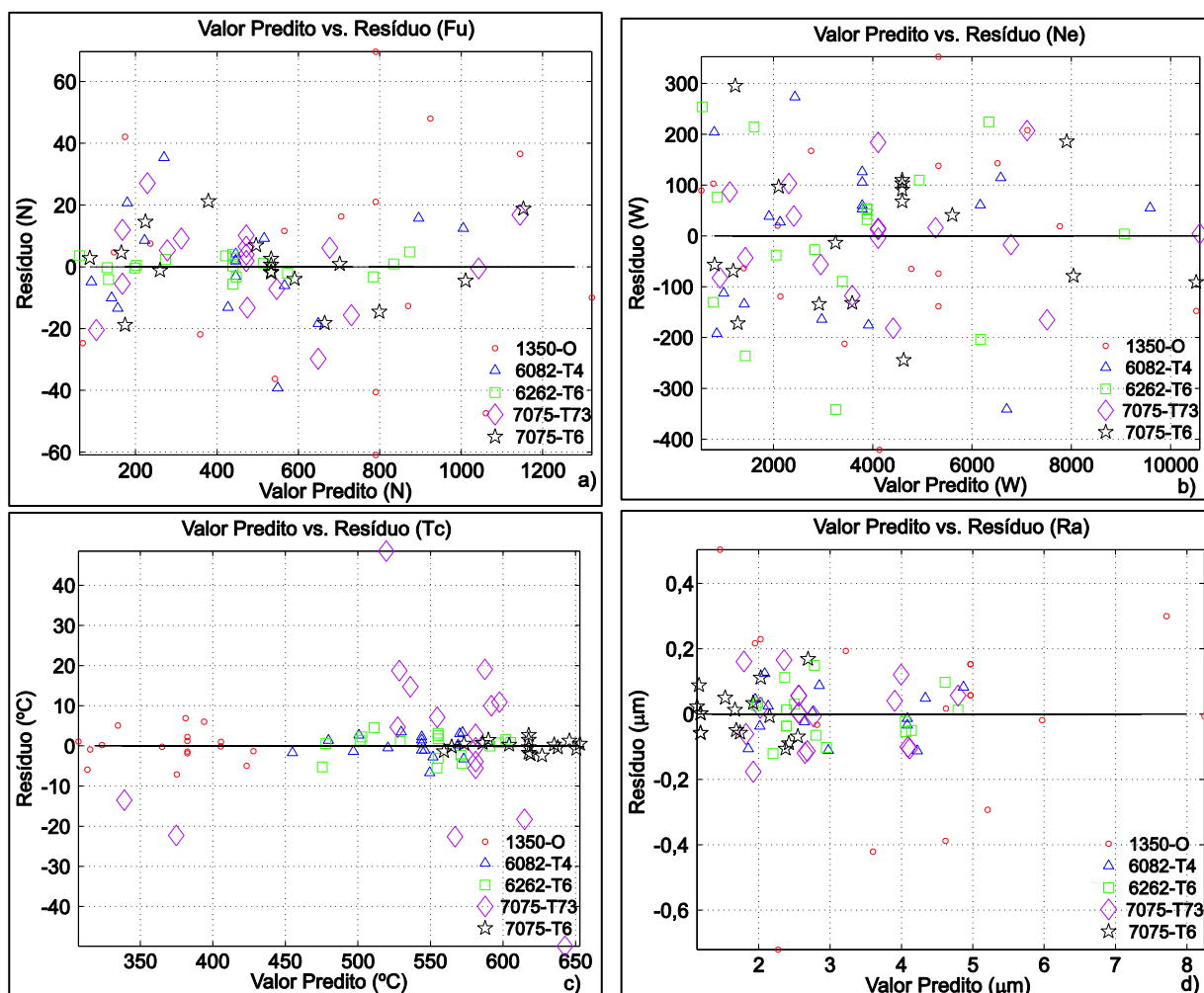


Figura 5.11 – Resíduos dos modelos de regressão do PCC: a) F_u ; b) N_e ; c) T_c ; d) R_a

5.3.5. Análises das Curvas de Níveis das Regressões dos PCC

Em uma curva de nível, a investigação das influências das variáveis (x_i) sobre uma resposta (y_i) só é possível com duas variáveis (x_1 vs. x_2). Três combinações dessas foram realizadas: $y_i(V_c, a_p, 0)$, $y_i(V_c, 0, f)$ e $y_i(0, a_p, f)$, sempre com a variável não investigada fixada no nível zero. Nessas curvas a influência da resistência mecânica da liga (σ_R) também pode ser considerada para análise, pois são plotadas num mesmo gráfico as curvas de todas as ligas.

É importante esclarecer que o vetor gradiente ($\nabla y_i = \partial y_i / \partial x_1 \cdot \mathbf{x}_1 + \partial y_i / \partial x_2 \cdot \mathbf{x}_2$) permite identificar a direção de crescimento da resposta (y_i); seu módulo ($\sqrt{(\partial y_i / \partial x_1)^2 + (\partial y_i / \partial x_2)^2}$), a taxa de crescimento e sua projeção sobre um determinado eixo cartesiano (variável x_i) indicam a contribuição desta variável sobre a taxa de variação da resposta; ou seja, quanto

maior a projeção, maior é o efeito da variável sobre a resposta. Desta forma, ela assume função semelhante, ou até melhor do que a de uma superfície de resposta.

Para evitar grande quantidade de gráficos de curvas de níveis e de vetores gradientes das respostas (y_i), eles foram sobrepostos, grupados por resposta (y_i), o que favoreceu, também, as comparações das respostas (y_i) entre as ligas de alumínio.

As Figuras 5.12a - 5.16a apresentam as curvas de níveis (+ gradiente), com as influências da profundidade de corte (a_p) e do avanço (f) sobre a força de usinagem (F_u), a potência de usinagem (N_e), a temperatura de corte (T_c), as rugosidades (R_a , R_z e R_q) e a vibração (V_b), respectivamente, nas ligas de alumínio (1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 7075-T73 e 7075-T6); enquanto que as Fig. 5.12b - 5.16b apresentam as influências da velocidade de corte (V_c) e da profundidade de corte (a_p); e as Fig. 5.12c - 5.16c, as influências da velocidade de corte (V_c) e do avanço (f), sobre as mesmas respostas (y_i).

A Figura 5.12a mostra o crescimento da força de usinagem (F_u), com incrementos no avanço ($+\partial f$) e na profundidade de corte ($+\partial a_p$), tendo esta maior efeito sobre a força de usinagem ($\partial F_u / \partial a_p \gg \partial F_u / \partial f$), principalmente com a interação de altos avanços ($+\partial f$), profundidades de corte e resistências mecânicas ($+\partial \sigma_R$), o que também acelera a taxa de crescimento da força de usinagem ($\sqrt{(\partial F_u / \partial a_p)^2 + (\partial F_u / \partial f)^2}$).

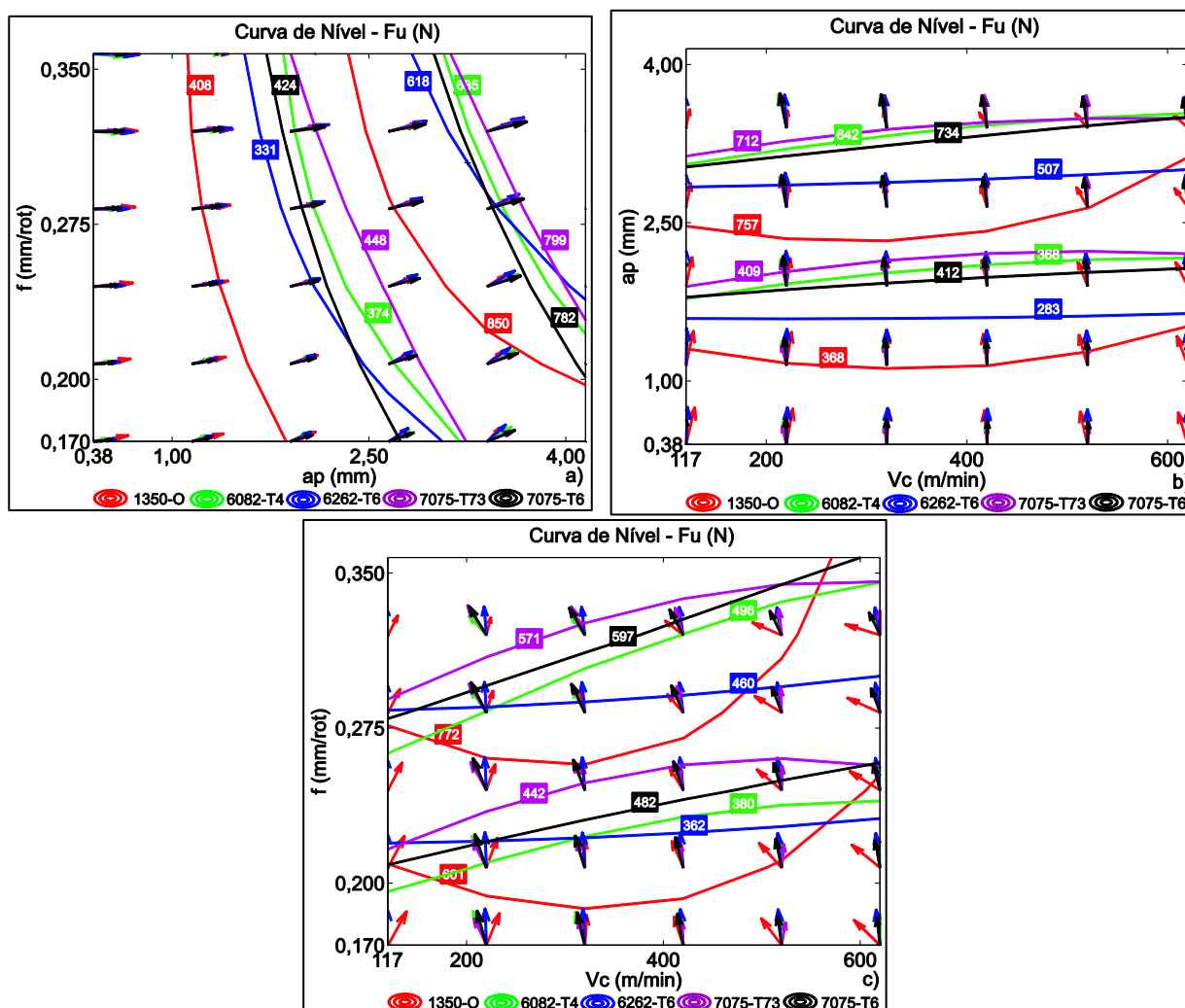


Figura 5.12 – Curvas de níveis: a) F_u (f , a_p , Liga); b) F_u (a_p , V_c , Liga); c) F_u (f , V_c , Liga)

Na Figura 5.12b nota-se que a força de usinagem (F_u) eleva-se com decrementos na velocidade de corte ($-\partial V_c$) e incrementos na profundidade de corte ($+\partial a_p$), tendo esta maior efeito sobre a força de usinagem ($\partial F_u / \partial a_p \gg \partial F_u / \partial V_c$), em situações de altas profundidades de corte e resistências mecânicas, e baixas velocidades de corte; ou em baixas profundidades de cortes, velocidades de corte e resistências mecânicas - condições essas em que se verifica a elevação da taxa de crescimento da força de usinagem ($\sqrt{(\partial F_u / \partial a_p)^2 + (\partial F_u / \partial V_c)^2}$).

Na Figura 5.12c se registra o aumento da força de usinagem (F_u) com decrementos na velocidade de corte ($-\partial V_c$) e incrementos no avanço ($+\partial f$), tendo este maior efeito sobre a força de usinagem ($\partial F_u / \partial f \gg \partial F_u / \partial V_c$) em situações de altos avanços e resistências mecânicas, e baixas velocidades de corte; ou de baixos avanços, velocidades de corte e

resistências mecânicas em que se constata a aceleração do crescimento da força de usinagem ($\sqrt{(\partial F_u / \partial f)^2 + (\partial F_u / \partial V_c)^2}$).

A Figura 5.13a mostra crescimento da potência de usinagem (N_e) com incrementos no avanço ($+\partial f$) e na profundidade de corte ($+\partial a_p$), tendo esta maior efeito sobre a potência de usinagem ($\partial N_e / \partial a_p \gg \partial N_e / \partial f$), principalmente com altos avanços, profundidades de corte e resistências mecânicas, condições essas que causam a aceleração da taxa de crescimento da potência de usinagem ($\sqrt{(\partial N_e / \partial f)^2 + (\partial N_e / \partial a_p)^2}$), semelhante ao que ocorreu com a força de usinagem (Fig. 5.12a).

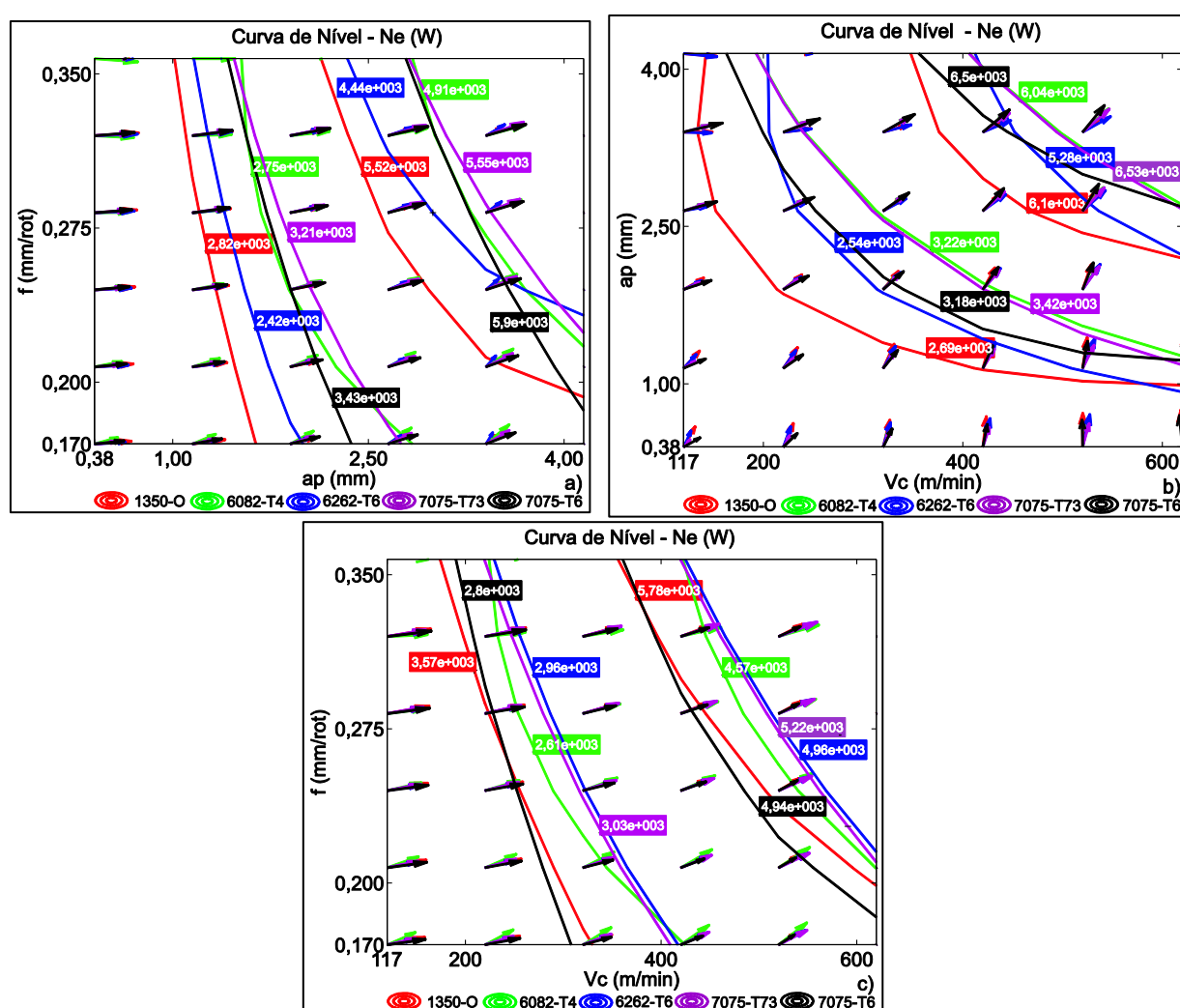


Figura 5.13 – Curvas de níveis: a) N_e (f , a_p , Liga); b) N_e (a_p , V_c , Liga); c) N_e (f , V_c , Liga)

A Figura 5.13b mostra o crescimento da potência de usinagem (N_e), com incrementos na velocidade de corte ($+\partial V_c$) e na profundidade de corte ($+\partial a_p$), tendo esta

maior efeito sobre a potência de usinagem ($\partial N_e / \partial a_p \gg \partial N_e / \partial V_c$), em altas profundidades de corte e resistências mecânicas, e em baixas velocidades de corte. Já a velocidade de corte tem maior efeito sobre a potência de usinagem ($\partial N_e / \partial V_c \gg \partial N_e / \partial a_p$) em altas velocidades de corte e baixas profundidades de corte, situações essas em que se verifica a aceleração da taxa de crescimento da potência de usinagem ($\sqrt{(\partial N_e / \partial V_c)^2 + (\partial N_e / \partial a_p)^2}$).

Na Figura 5.13c é visto o crescimento da potência de usinagem (N_e) com incrementos no avanço ($+\partial f$) e na velocidade de corte ($+\partial V_c$), tendo esta maior efeito sobre a potência de usinagem ($\partial N_e / \partial V_c \gg \partial N_e / \partial f$), principalmente em condições de altos avanços e resistências mecânicas, e baixas velocidades de corte, situações essas em que se verifica a aceleração da taxa de crescimento da potência de usinagem ($\sqrt{(\partial N_e / \partial V_c)^2 + (\partial N_e / \partial f)^2}$).

A Figura 5.14a mostra que o crescimento da temperatura de corte (T_c) é bastante influenciado pelas propriedades mecânicas das ligas. Pode ser visto que incrementos na resistência mecânica ($+\partial \sigma_R$), na profundidade de corte ($+\partial a_p$) e no avanço ($+\partial f$), causam o crescimento da temperatura de corte, sendo que o avanço tem maior efeito sobre a temperatura de corte ($\partial T_c / \partial f \gg \partial T_c / \partial a_p$), em condições de altas resistências mecânicas, baixos avanços e profundidades de corte - condições essas em que se vê a aceleração da taxa de crescimento da temperatura de corte ($\sqrt{(\partial T_c / \partial a_p)^2 + (\partial T_c / \partial f)^2}$). Contudo, essa taxa tende a decrescer à medida que o avanço e a profundidade de corte se elevam muito. Ainda é visto que em situações de baixa resistência mecânica há maior efeito da profundidade de corte ($\partial T_c / \partial a_p \gg \partial T_c / \partial f$). Além disso, a combinação de altos avanços, baixas resistências mecânicas e altas profundidades de corte tendem causar a desaceleração da taxa de crescimento da temperatura de corte.

Na Figura 5.14b vê-se que a temperatura de corte (T_c) cresce com incrementos na profundidade de corte ($+\partial a_p$) e na velocidade de corte ($+\partial V_c$), tendo esta maior efeito sobre a temperatura de corte ($\partial T_c / \partial V_c \gg \partial T_c / \partial a_p$), quase que independente do nível da profundidade de corte, mas se verifica a tendência de aceleração da taxa de crescimento da temperatura de corte ($\sqrt{(\partial T_c / \partial V_c)^2 + (\partial T_c / \partial a_p)^2}$), em condições de altas resistências mecânicas, baixas profundidades de corte e velocidades de corte intermediárias.

A Figura 5.14c registra o crescimento da temperatura de corte (T_c) com os incrementos no avanço ($+\partial f$) e na velocidade de corte ($+\partial V_c$), tendo esta maior efeito sobre

efeito sobre a rugosidade ($\partial R_a / \partial a_p \gg \partial R_a / \partial V_c$), principalmente com a combinação de altas profundidades de corte, baixas velocidades de corte e resistências mecânicas.

Na Figura 5.15c registra-se a tendência de crescimento da rugosidade com decrementos na velocidade de corte ($-\partial V_c$) e incrementos no avanço ($+\partial f$), tendo este maior efeito sobre a rugosidade ($\partial R_a / \partial f \gg \partial R_a / \partial V_c$), principalmente com a combinação de altos avanços, baixas resistências mecânicas e velocidades de corte intermediárias.

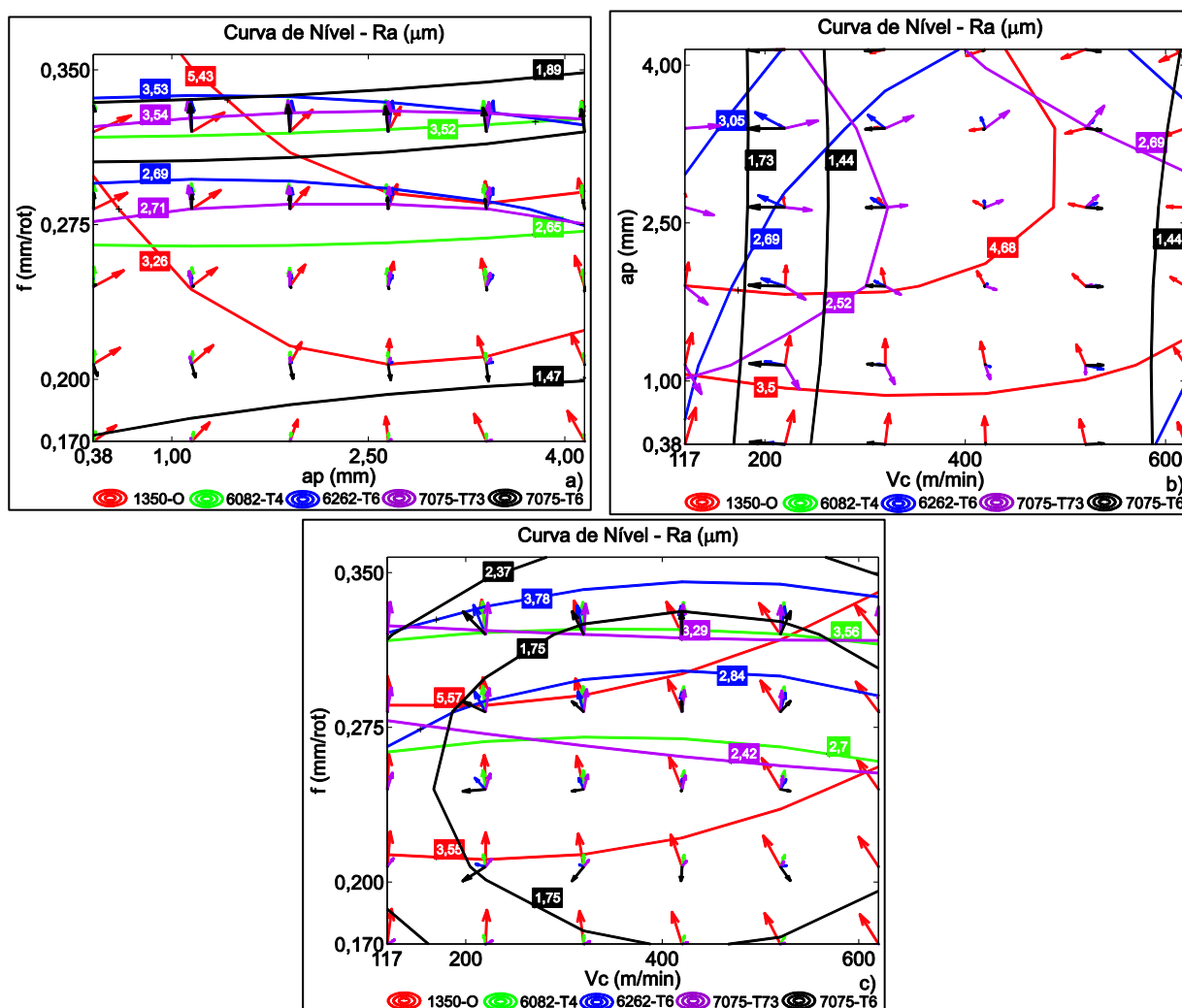


Figura 5.15 – Curvas de níveis: a) R_a (f , a_p , Liga); b) R_a (a_p , V_c , Liga); c) R_a (f , V_c , Liga)

Os parâmetros de rugosidade R_z e R_q retrataram os mesmos comportamentos descritos nas Fig. 5.15a - 5.15c (parâmetro de rugosidade R_a).

A Figura 5.16a mostra crescimento da vibração (V_b) com incrementos no avanço ($+\partial f$) e na profundidade de corte ($+\partial a_p$), tendo esta maior efeito sobre a vibração ($\partial V_b / \partial a_p \gg \partial V_b / \partial f$), principalmente em situações de baixas resistências mecânicas. Vê-se também que

combinações de altos avanços, profundidades de corte e resistências mecânicas favorecem a aceleração da taxa de crescimento da vibração ($\sqrt{(\partial V_b / \partial a_p)^2 + (\partial V_b / \partial f)^2}$).

A Figura 5.16b mostra que a vibração tende a crescer com incrementos na velocidade de corte ($+\partial V_c$) e na profundidade de corte ($+\partial a_p$), tendo neste maior efeito sobre a vibração ($\partial V_b / \partial a_p \gg \partial V_b / \partial V_c$).

Na Figura 5.16c se registra a tendência de aumento da vibração com decrementos na velocidade de corte ($-\partial V_c$) e incrementos no avanço ($+\partial f$), tendo neste maior efeito a vibração ($\partial V_b / \partial f \gg \partial V_b / \partial V_c$), principalmente, com a interação de altos avanços, resistências mecânicas e baixas velocidades de corte.

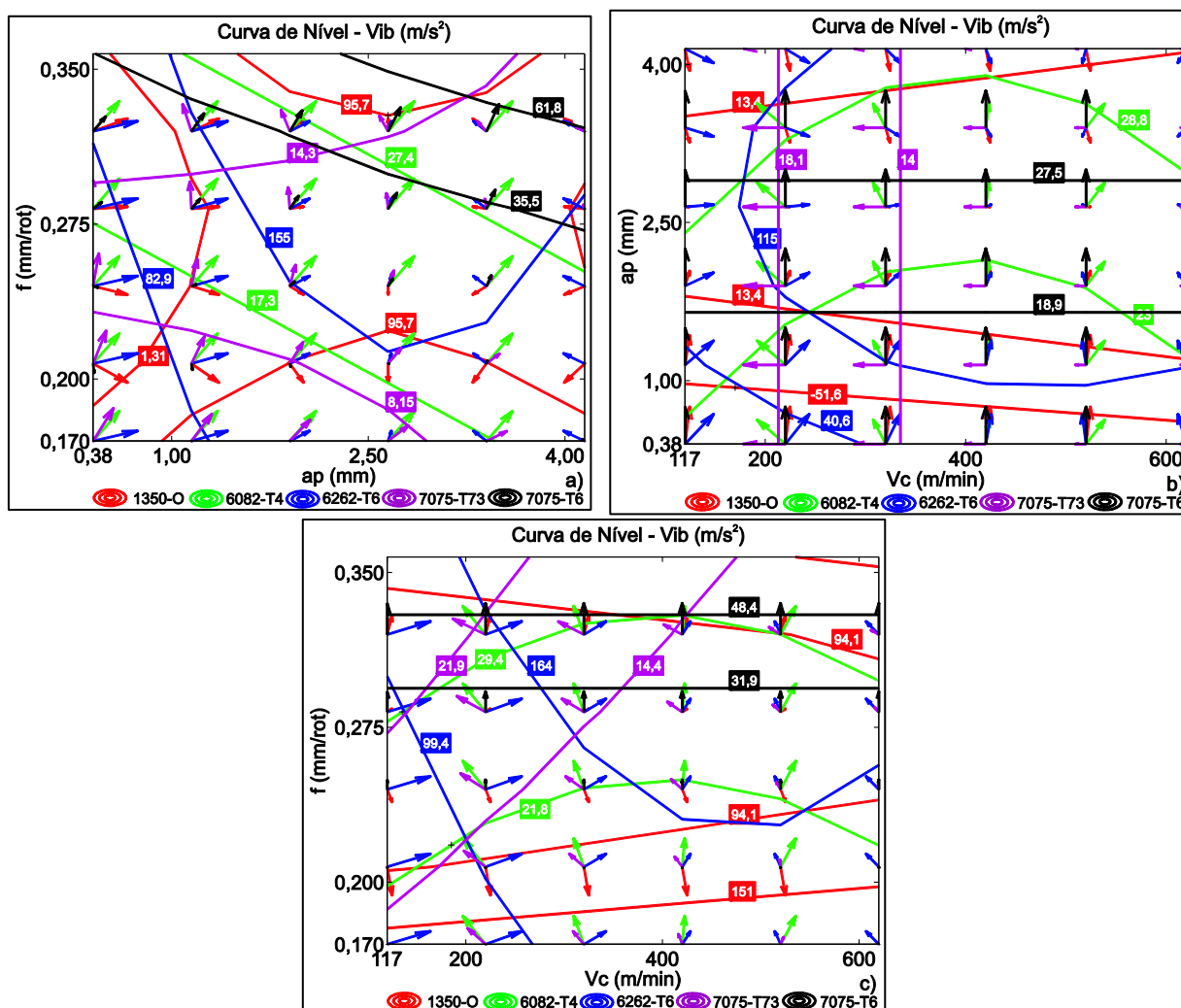


Figura 5.16 – Curvas de níveis: a) V_b (f , a_p , Liga); b) V_b (a_p , V_c , Liga); c) V_b (f , V_c , Liga)

Esses resultados concordam com as influências dos fatores (a_p , f e V_c) sobre a força de usinagem (F_u), apresentadas nos efeitos fatoriais das Fig. 5.3a – 5.3d; sobre a potência

de usinagem (N_e), apresentada nos efeitos fatoriais das Fig. 5.4a – 5.4d; sobre a temperatura de corte (T_c), apresentada nos efeitos fatoriais das Fig. 5.5a – 5.5d; sobre a rugosidade, apresentada nos efeitos fatoriais das Fig. 5.6a – 5.6b; e sobre a Vibração (V_b), apresentada nos efeitos fatoriais das Fig. 5.7a – 5.7d. Estes efeitos já foram comentados e discutidos naquela ocasião.

5.3.6. Estudo de Controle do Cavaco e Grau de Recalque (R_c) do PCC

As Figuras 5.17 – 5.21 apresentam as amostras dos cavacos, que foram coletadas durante os ensaios de usinagem (PCC) nas ligas de alumínio. Nestas figuras são apresentadas as condições de corte (V_c , a_p , f , jorro) que lhe deram origem, bem como seu grau de recalque (R_c). Cabe ressaltar que, devido ao grande comprimento de alguns cavacos, eles foram manualmente dobrados para possibilitar sua completa visualização dentro do campo de visão da câmara fotográfica. Contudo, esta manipulação não impediu a distinção entre tipos e formas de cavacos.

Nesta investigação, conforme destaca TASH *et al.* (2007), deve-se ter em mente, que a transição entre os diversos tipos de cavacos é devido à competição entre o encruamento e o amaciamento no plano de cisalhamento primário. Se houver alto encruamento (endurecimento), haverá tensões críticas que levam ao rompimento do cavaco e alguns de seus elementos (abertura de trinca); caso contrário (amaciamento), isso tenderá não ocorrer, o que poderá gerar cavacos mais longos.

A liga de alumínio 1350-O apresentou, em todas as condições de corte, o tipo contínuo de cavaco, com intensa presença da forma, em fitas longas, como podem ser vistos nas Fig. 5.17a, 5.17b, 5.17e, 5.17f, 5.17i e 5.17k; e em fitas emaranhadas (Fig. 5.17c, 5.17l, 5.17m e 5.17o). Também podem ser vistos helicoidais do tipo arruela longos (Fig. 5.17d, 5.17h, 5.17g, 5.17n e 5.17p). Todos estes cavacos ocupam grandes volumes de espaço, riscando a peça e enrolando-se à ferramenta – mas merecem destaques, os das Fig. 5.17l, 5.17m e 5.17o, pois, devido à sua forma aglomerada, podem causar o efeito guarda-chuva, o qual impede o fluido de corte de alcançar a região de corte. Essa liga apresenta, devido à sua alta ductilidade (ver Fig. 5.2b), elevados graus de recalque (R_c), que podem alcançar níveis maiores do que 9 (Fig. 5.17b); contudo, tendem a se reduzir com o aumento da velocidade de corte, conforme também registrado por Basti *et al.* (2007) no torneamento ortogonal (metal duro: $\gamma_o = 5^\circ$ e 15°) da liga de alumínio 1100, da mesma série (1xxx) da liga 1350-O.

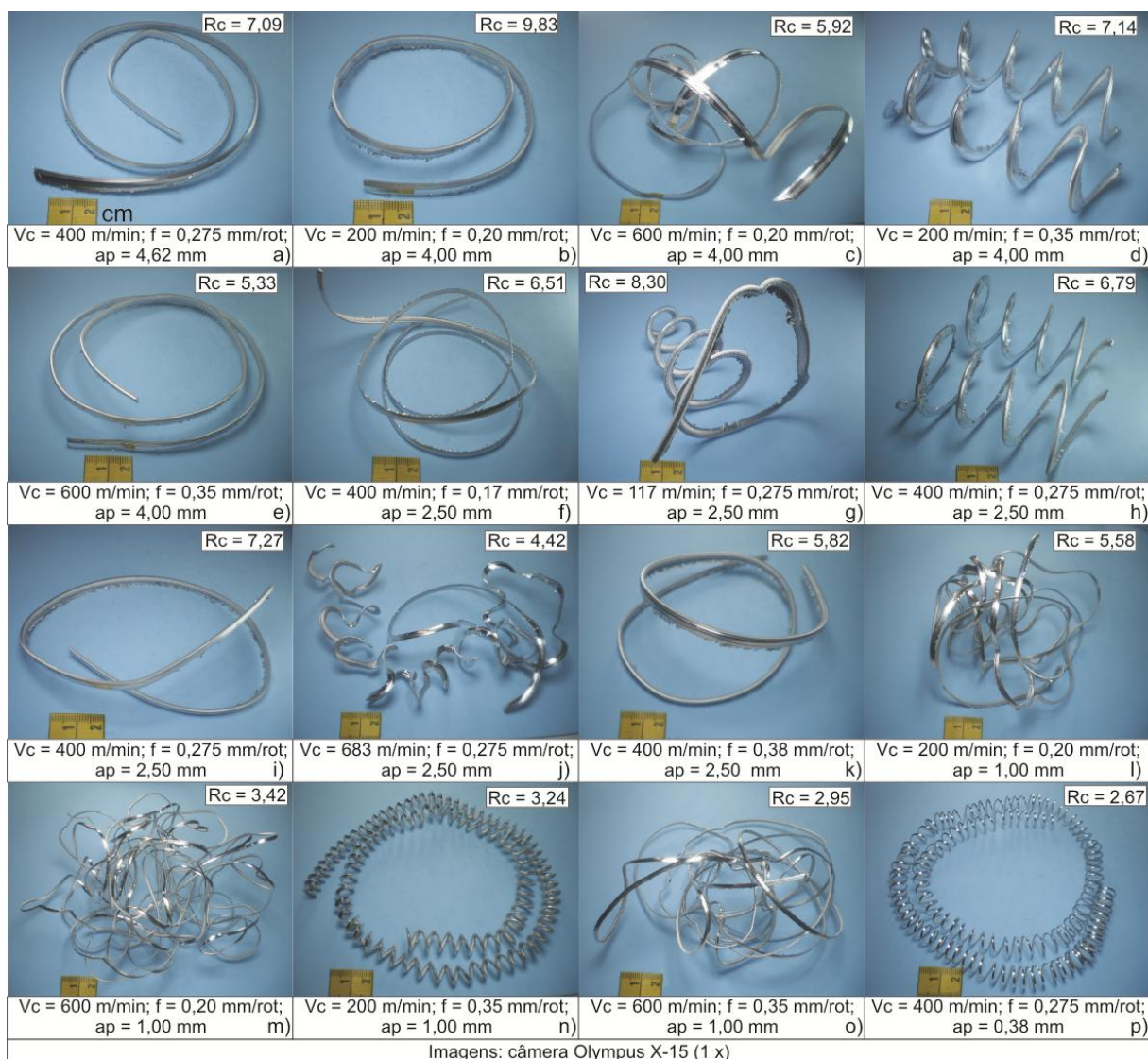


Figura 5.17 – Tipos/formas de cavaco (V_c , a_p , f) e R_c (V_c , a_p , f), na usinagem da liga de alumínio 1350-O

Os cavacos formados na usinagem da liga de alumínio 6082-T4 são todos do tipo contínuo, com grande presença de cavacos em forma de fita emaranhada (Fig. 5.18a -5.18c, 5.18f, 5.18h, 5.18j, 5.18m e 5.18i), que se aglomeram em cima da região de corte, o que pode causar o efeito guarda-chuva. Há também presença de cavacos, com tendência à forma tubular emaranhada (Fig. 5.18d, 5.18e, 5.18g e 5.18k); e à helicoidal cônica longa (Fig. 5.18l, 5.18n, 5.18o e 5.18p). Nesta liga, o melhor controle do cavaco (forma tubular) é conseguido com avanços mais altos ($f > 0,20$ mm/rot), como mostram as Fig. 5.18d, 5.18e, 5.18g e 5.18k. Em todas as condições de corte, seus graus de recalques (R_c) foram sempre menores dos que os da liga anterior, indicando, com isso, que houve menor deformação plástica nos planos de cisalhamento primário. Consequentemente, os esforços de cisalhamento para essa liga foram menores.

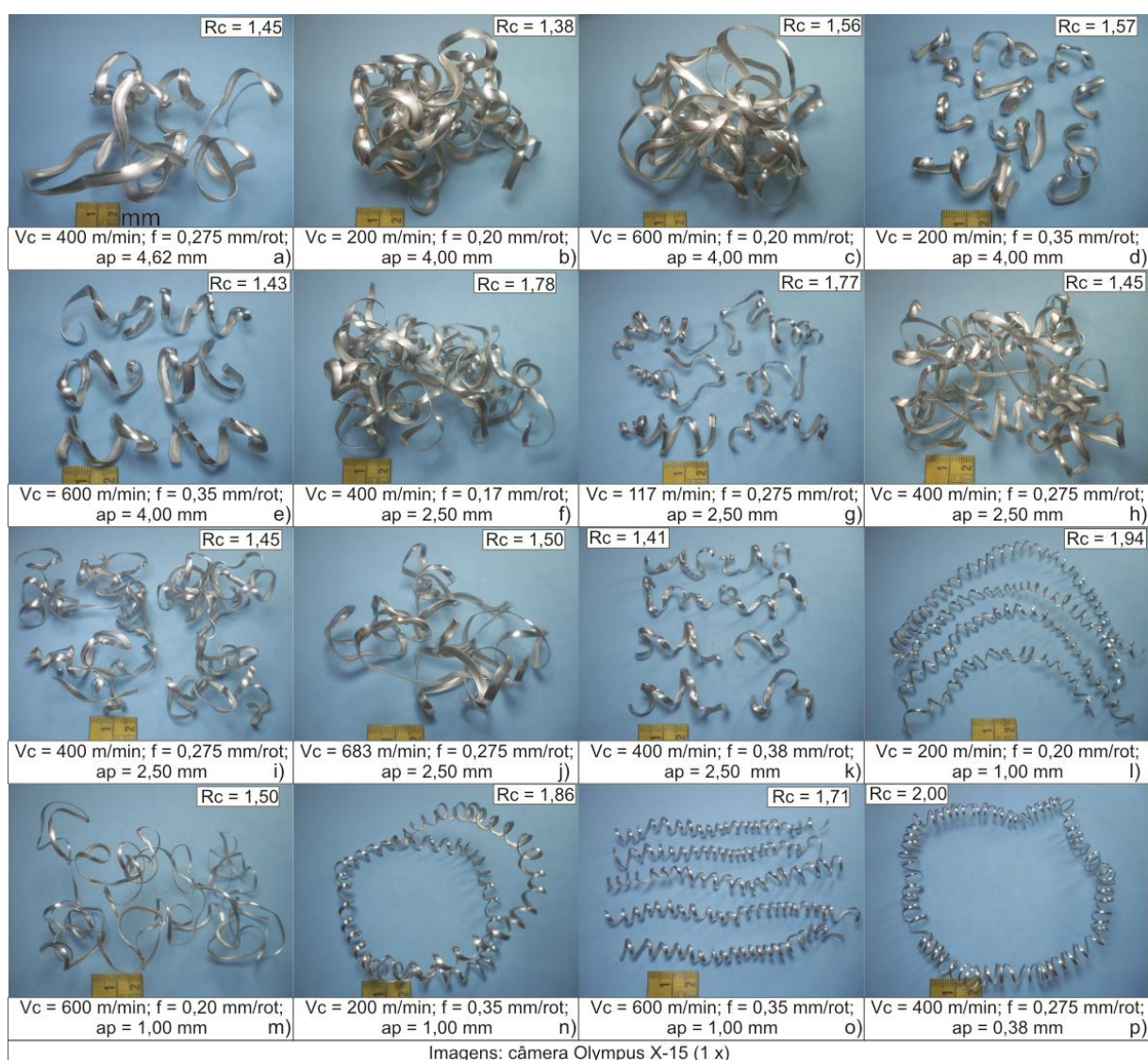


Figura 5.18 – Tipos/formas de cavaco (V_c , a_p , f) e R_c (V_c , a_p , f), na liga de alumínio 6082-T4

A liga de alumínio 6262-T6 tem dureza e resistência mecânica maiores dos que as das ligas anteriores (ver Fig. 5.1a e 5.2a). Seus cavacos também foram do tipo contínuo, destacando-se, como forma de cavaco, a tubular curta (Fig. 5.19a, 5.19d, 5.19e, e 5.19p) e a longa (Fig. 5.19b, 5.19c, 5.19f e 5.19m). Também se fazem presentes muitos cavacos helicoidais cônicos longos (Fig. 5.19l, 5.19m, 5.19n e 5.19o). As melhores condições de controle de cavaco (forma de arcos soltos) são vistas nas Fig. 5.19g, 5.19h, 5.19i, 5.19j e 5.19k, onde se veem altos níveis de avanço ($f > 0,20$ mm/rot). Essa liga é considerada de livre – corte, devido à presença de Bi e Pb, em sua composição química (ver Tab. 3.1). Seus graus de recalque (R_c) são semelhantes aos da liga anterior devido as suas proximidades em relação à ductilidade (ver Fig. 5.2b). As melhores condições de controle de cavaco (forma de arcos soltos), vistas nas Fig. 5.19g, 5.19h, 5.19i, 5.19j e 5.19k sejam devido à função quebra – cavaco, exercida pelos elementos de livre corte (Pb e Bi). Como se vê na

Fig. 3.3c, eles tendem a se aglomerar (glóbulos) nos contornos de grão; e com sua fusão em altas temperaturas de corte, geram tensões internas no material usinado, que, por sua vez, produzem trincas no cavaco, o que supera o efeito da ductilidade, gerando-se, assim, cavacos fragmentados com boas características de usinabilidade (ELGALLAD *et al.*, 2010).



Figura 5.19 – Tipos/formas de cavaco (V_c , a_p , f) e R_c (V_c , a_p , f), na liga de alumínio 6262-T6

A liga de alumínio 7075-T73 apresenta maior dureza e resistência mecânica do que as das ligas anteriores. Nela foi formado o tipo contínuo de cavaco, com prevalência da forma tubular emaranhada (Fig. 5.20a, 5.20c, 5.20f, 5.20h, 5.20i, 5.20j, 5.20m, 5.20o e 5.20p). Também há ocorrências de cavacos helicoidais cônicos curtos (Fig. 5.20g) e longos (Fig. 5.20i e 5.20n). O melhor controle dos cavacos (arcos soltos) foi obtido nas condições de corte das Fig. 5.20d, 5.20e e 5.20k nas quais mais uma vez, se têm avanços maiores do que 0,20 mm/rot. Nesta liga, o grau de recalque para a maioria das condições de corte foi

menor dos que os das ligas investigadas anteriormente, devido a sua baixa ductilidade (ver Fig. 5.2b), que favorece o escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.



Figura 5.20 – Tipos/formas de cavaco (V_c , a_p , f) e R_c (V_c , a_p , f), na liga de alumínio 7075-T73

A liga de alumínio 7075-T6, de todas as ligas, é a que apresenta a maior dureza e resistência mecânica. Semelhante ao que ocorreu com as ligas anteriores, formou cavacos contínuos, com grande predominância do formato em arco solto (Fig. 5.21d, 5.21h, 5.21i, 5.21j, e 5.21j), onde se encontram as melhores condições de controle do cavaco, sempre com altos níveis de avanços ($f > 0,20$ mm/rot). Há ocorrência de cavacos tubulares curtos (Fig. 5.21a, 5.21c, 5.21e) e de helicoidais cônicos curtos (Fig. 5.21n e 5.21o), que, apesar de não serem melhores dos que têm a forma de arco solto, colaboram para melhorar a

usinabilidade dessa liga. Ainda, podem-se ver cavacos helicoidais cônicos longos (Fig. 5.21l e 5.21p). Como se vê, na maioria das condições de corte, esta liga apresenta o melhor controle do cavaco. Além disso, é a que apresenta, para a maioria das condições de corte, menores graus de recalque (R_c), devido a sua baixíssima ductilidade (ver Fig. 5.2b), que favorece, ainda mais, o escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.

A fácil quebrabilidade do cavaco encontrada em algumas condições de corte na usinagem da liga de alumínio 7075-T6 possivelmente esteja associada às grandes partículas de segunda fase ($MgZn_2$), cujo formato é irregular arredondo e de estrutura cristalina hexagonal, que se rompem durante o processo de corte (KAMIYA; YAKOU, 2008).



Figura 5.21 – Tipos/formas de cavaco (V_c , a_p , f) e R_c (V_c , a_p , f), na liga de alumínio 7075-T6

A presença de cavacos contínuos em todas as condições de corte nas usinagens das ligas acima usinadas também foi conseguida por Kamiya e Yakou (2008) na usinagem da liga de alumínio 7075 e está, possivelmente, associada a algum fenômeno relacionado com a alta plasticidade inerente às ligas de alumínio. De acordo com esses pesquisadores, a associação de finos grãos dessa liga e altas temperaturas de usinagem ($T_c > 520\text{ }^{\circ}\text{C}$), favorece a superplasticidade e causa a formação de cavacos contínuos, embora as altas taxas de deformações de usinagem ($> 10^5/\text{s}$) não a favoreçam. Keong Ng *et al.* (2006) afirmam que a elevação da temperatura de corte com aumento da velocidade de corte reduz o atrito entre o cavaco e a ferramenta na superfície de saída, o que reduz a restrição do movimento do cavaco sobre a superfície de saída, e, com isso, de acordo com lei da continuidade, os cavacos ficam mais alongados. Ozcatalbas (2003) considera que as altas velocidades de corte (devido ao calor friccional) causam o aumento da ductilidade do material usinado, tornando seus cavacos mais longos. Contudo, Ozcatalbas (2003) observou a redução do grau de recalque (R_c) com o aumento da dureza e da velocidade de corte, no torneamento a seco de vários compósitos de Al-puro.

A investigação do tipo e forma do cavaco (Fig. 5.17 - 5.21) mostrou que o aumento da resistência mecânica (redução da ductilidade) colabora para melhoria das características de controle do cavaco; e que condições de corte, principalmente com elevados avanços, apesar de prejudicarem a rugosidade da superfície usinada e aumentar a força de usinagem, são capazes de melhorar ainda mais esse tipo de controle. Rubio *et al.* (2005) no torneamento da liga de alumínio 7050, com baixos avanços, conseguiram cavacos mais longos e flexíveis, enquanto que com altos avanços, cavacos curtos e resistentes.

5.3.7. Estudo dos Desgastes e das Avarias das Ferramentas de corte no PCC

A premissa de que um eventual desgaste da ferramenta de corte irá afetar os resultados de grandezas de corte controladas (forças, potência, rugosidade e vibração), e assim reduzir a confiabilidade, ou mesmo invalidar os ensaios, exigiu uma análise das ferramentas após completarem os ensaios de PCC. Essas ferramentas foram então analisadas sem e com lavagem em ácido para remoção do material aderido, que muitas vezes mascara a análise. As Figuras 5.22a- 5.22f apresentam as imagens das superfícies de folga (A_α) e de saída (A_γ) das ferramentas de corte utilizadas nos testes de desgaste e de avarias, feitos em cada liga de alumínio (sem lavagem em ácido).

A Figura 5.22a mostra material aderido na superfície de saída da ferramenta (A_γ), após a usinagem da liga de alumínio 1350-O. Na Fig. 5.22b há indicação de material aderido

ou de desgaste de flanco, na ponta da ferramenta, na superfície de folga (A_α), após usinagem da liga de alumínio 6082-T4. A Fig. 5.22c mostra um possível lascamento na ponta da ferramenta de corte, na superfície de folga (A_α), após a usinagem da liga de alumínio 6262-T6. A Fig. 5.22d apresenta material aderido na aresta de corte, após a usinagem da liga de alumínio 6351-T6. Na Fig. 5.22e se vê material aderido na superfície de saída (A_γ), após a usinagem da liga de alumínio 7075-T73. A Fig. 5.22f mostra possível desgaste de flanco ou material aderido, na ponta da ferramenta, na superfície de folga (A_α), após a usinagem da liga de alumínio 7075-T6.

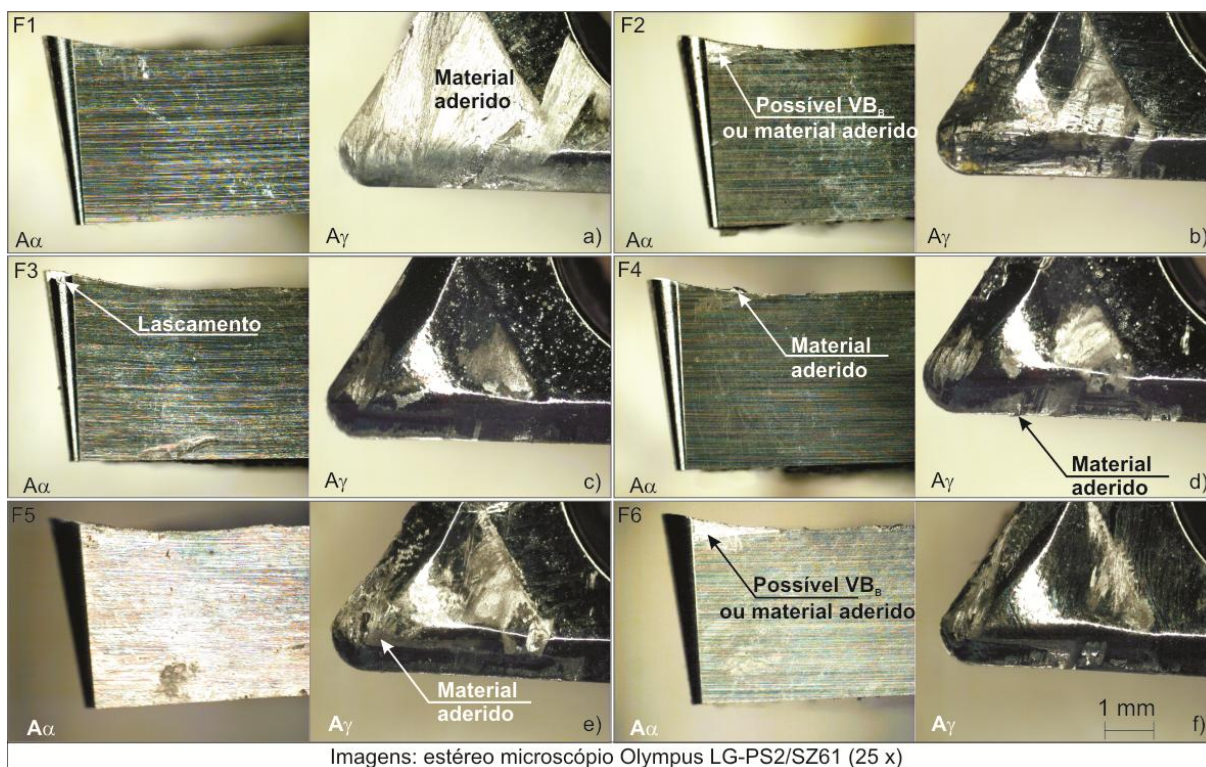
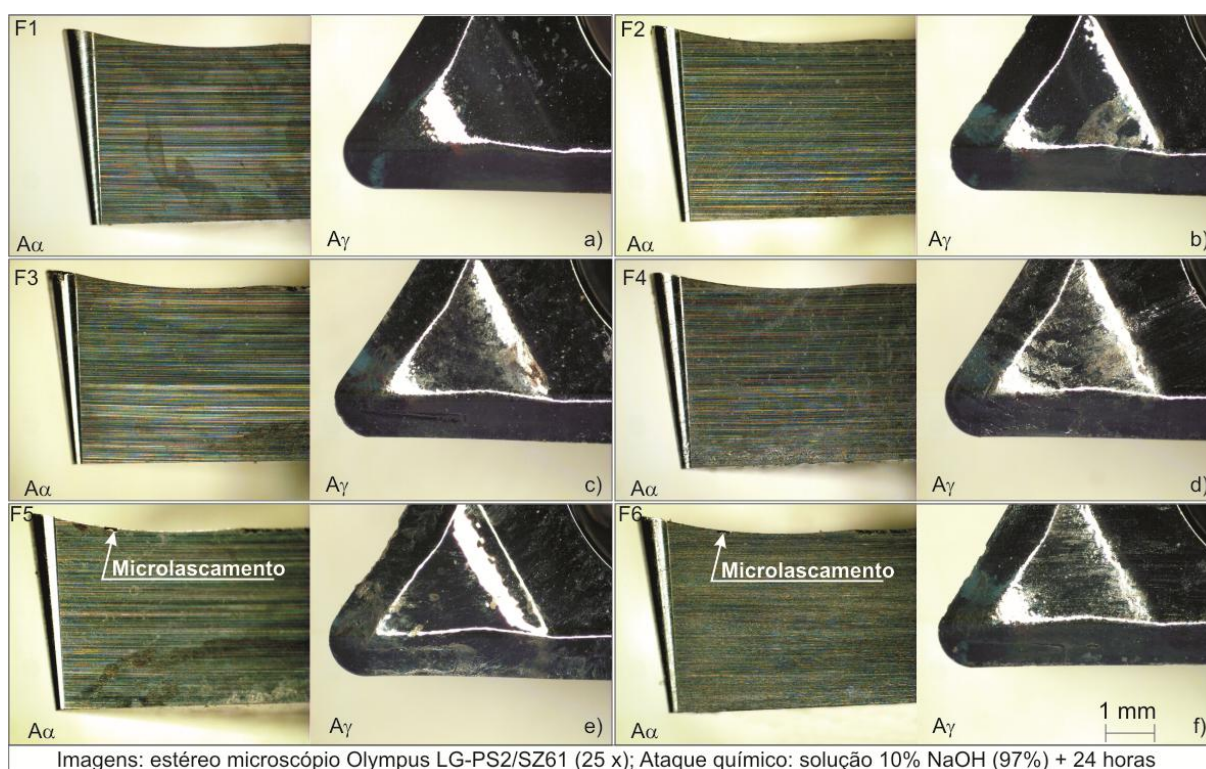


Figura 5.22 – Superfícies das ferramentas de corte, após usinagem: a) 1350-O; b) 6082-T4; c) 6262-T6; d) 6351-T6; e) 7075-T73; f) 7075-T6

As Figuras 5.23a – 5.23f apresentam as mesmas ferramentas acima; contudo, atacadas com a solução ácida (10% NaOH; 97%), para remoção do material aderido. As suspeitas de desgastes de flanco nas Fig. 5.22b e 5.22f não passaram de uma fina camada de material aderido, que alterou a coloração superficial de cada ferramenta; todavia, o ataque manifestou alguns microlascamentos nas arestas de corte das ferramentas utilizadas nas usinagens das ligas 7075-T73 (Fig. 5.23e) e 7075-T6 (Fig. 5.23f), cujas dimensões não seriam capazes de gerar efeitos significativos sobre as características de usinabilidade.

Também Rubio *et al.* (2005), no torneamento da liga de alumínio 7050, da mesma classe das ligas 7075-T73 e 7075-T6, com combinações de velocidade de corte: 43, 65, 85, 125 e 170 [m/min]; de avanço: 0,05; 0,10 e 0,3 [mm/rot] e de profundidade de corte: 2 mm, não registraram presença de desgaste de flanco ou de lascamento na superfície da ferramenta de corte que utilizaram.

A presença de material aderido nas Fig. 5.22b e 5.22f talvez possa ser explicada pela grande deformação plástica das ligas de alumínio, nessa área, devido às altas tensões, em virtude do atrito da superfície de folga com a superfície recém-formada, conforme destacaram Andrewes *et al.* (2000).



Imagens: estéreo microscópio Olympus LG-PS2/SZ61 (25 x); Ataque químico: solução 10% NaOH (97%) + 24 horas
 Figura 5.23 – Superfícies das ferramentas de corte, após ataque com ácido: a) 1350-O; b) 6082-T4; c) 6262-T6; d) 6351-T6; e) 7075-T73; f) 7075-T6

5.4. Regressões Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)

A Tabela 5.21 apresenta de regressão global das matrizes das respostas $\mathbf{Y} = [Y_{ij}]_{90 \times 1}$ em função da matriz geral $\mathbf{X} = [X_{ij}]_{90 \times 28}$. Nela são apresentadas, para todas as respostas (y_i), os p-níveis dos coeficientes significativos e os coeficientes R^2 e $R^2_{ajustado}$, de seu modelo de regressão. Nesta análise podem ser vistos modelos com $R^2 > 0,85$, que indicam a boa capacidade que eles têm de explicar a variabilidade de suas respostas (y_i).

Tabela 5.21 – Análises de regressão global I

		y_i						
		F_u	N_e	T_c	R_a	R_z	R_q	V_b
p-níveis dos coeficientes de regressão (β_i)	Intersecção	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS
	σ_R	NS	NS	NS	NS	$< 10^{-5}$	NS	$< 10^{-5}$
	A_r	NS	NS	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	NS
	H_d	$< 10^{-5}$	0,028	NS	$< 10^{-5}$	NS	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	V_c	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-3}$
	a_p	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS	$< 10^{-3}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-5}$
	f	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	0,008	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	$\sigma_R \cdot A_r$	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	0,006	NS	NS
	$\sigma_R \cdot H_d$	NS	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	NS	NS
	$\sigma_R \cdot V_c$	0,029	NS	NS	NS	NS	NS	$< 10^{-4}$
	$\sigma_R \cdot a_p$	$< 10^{-4}$	$< 10^{-5}$	NS	NS	0,044	NS	NS
	$\sigma_R \cdot f$	NS	NS	NS	NS	NS	NS	0,003
	$A_r \cdot H_d$	NS	NS	NS	NS	NS	NS	NS
	$A_r \cdot V_c$	0,002	NS	NS	0,009	0,012	0,007	0,010
	$A_r \cdot a_p$	$< 10^{-4}$	$< 10^{-5}$	NS	0,012	0,004	0,015	NS
	$A_r \cdot f$	NS	NS	NS	NS	NS	NS	0,007
	$H_d \cdot V_c$	NS	NS	NS	0,016	0,017	0,013	0,001
	$H_d \cdot a_p$	NS	NS	NS	0,025	0,005	0,028	NS
	$H_d \cdot f$	NS	NS	NS	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	0,001
	$V_c \cdot a_p$	0,044	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	NS	0,002
	$V_c \cdot f$	NS	$< 10^{-4}$	NS	NS	NS	NS	0,039
	$a_p \cdot f$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS	NS	NS	NS	NS
	σ_R^2	NS	NS	NS	NS	NS	NS	NS
	A_r^2	NS	NS	0,001	$< 10^{-5}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	H_d^2	NS	NS	0,003	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS
	V_c^2	NS	$< 10^{-3}$	NS	NS	$< 10^{-3}$	NS	NS
	a_p^2	NS	$< 10^{-5}$	0,023	NS	NS	NS	NS
	f^2	NS	NS	NS	$< 10^{-4}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$	0,028
	R^2	0,966	0,985	0,909	0,901	0,910	0,903	0,879
	$R^2_{ajustado}$	0,962	0,983	0,902	0,885	0,892	0,888	0,850

NS: Não Significativo

A Tabela 5.22 apresenta as matrizes β_0 , \mathbf{b} e \mathbf{B} com os coeficientes significativos encontrados na Tab. 5.21 que podem ser aplicados aos modelos na forma de notação matricial ($y_i = \beta_0 + \mathbf{X}' \cdot \mathbf{b} + \mathbf{X}' \cdot \mathbf{B} \cdot \mathbf{X}$).

Tabela 5.22 – Modelos de regressão das repostas (y_i)

y_i	β_0	b	B
F_u	[460,90]	$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -43,49 \\ -62,16 \\ 347,76 \\ 111,26 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & -37,84 & 0 & -29,15 & 59,23 & 0 \\ -37,84 & 0 & 0 & -42,30 & 67,96 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -29,15 & -42,30 & 0 & 0 & -9,52 & 0 \\ 59,23 & 67,96 & 0 & -9,52 & 0 & 34,74 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 34,74 & 0 \end{bmatrix}$
N_e	[460,90]	$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -79,49 \\ 1804,82 \\ 2315,23 \\ 798,99 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 204,62 & 0 & 398,81 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 424,52 & 0 \\ 204,62 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -200,07 & 451,52 & 120,23 \\ 398,81 & 424,52 & 0 & 451,52 & -269,61 & 201,51 \\ 0 & 0 & 0 & 120,23 & 201,51 & 0 \end{bmatrix}$
T_c	[527,91]	$\begin{bmatrix} 0 \\ -82,23 \\ 0 \\ 40,77 \\ 0 \\ 10,04 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -132,40 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 116,00 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -10,49 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
R_a	[2,71]	$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0,94 \\ -0,36 \\ 0,36 \\ 1,19 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 3,34 & 0 & -1,05 & 0,99 & 0 \\ 0 & 0 & -3,29 & -0,98 & 0,90 & -0,25 \\ 0 & -1,05 & -0,98 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0,99 & 0,90 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -0,25 & 0 & 0 & 0,33 \end{bmatrix}$
R_z	[12,38]	$\begin{bmatrix} -3,83 \\ 0 \\ 0 \\ -1,36 \\ 1,43 \\ 4,24 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & -1,88 & 0 & 0 & -1,04 & 0 \\ -1,88 & 10,05 & 0 & -3,81 & 4,76 & 0 \\ 0 & 0 & -13,87 & -3,62 & 5,49 & -0,78 \\ 0 & -3,81 & -3,62 & 1,11 & 0 & 0 \\ -1,04 & 4,76 & 5,49 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -0,78 & 0 & 0 & 1,44 \end{bmatrix}$
R_q	[3,27]	$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -1,06 \\ -0,42 \\ 0,38 \\ 1,34 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 3,74 & 0 & -1,20 & 1,07 & 0 \\ 0 & 0 & -3,73 & -1,12 & 0,96 & -0,25 \\ 0 & -1,20 & -1,12 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1,07 & 0,96 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -0,25 & 0 & 0 & 0,39 \end{bmatrix}$
V_b	[5,46]	$\begin{bmatrix} -152,38 \\ 0 \\ 0 \\ 145,85 \\ 11,12 \\ 11,69 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & -20,68 & 0 & -14,35 \\ 0 & 19,75 & 0 & 36,59 & 0 & 39,75 \\ 0 & 0 & 0 & 55,54 & 0 & 56,61 \\ -20,68 & 36,59 & 55,54 & 0 & 3,80 & 2,52 \\ 0 & 0 & 0 & 3,80 & 0 & 0 \\ -14,35 & 39,75 & 56,61 & 2,52 & 0 & 6,16 \end{bmatrix}$

As Figuras 5.24a – 5.24c apresentam o comportamento dos resíduos para os modelos de regressão da Tab. 5.22. Eles foram sobrepostos para se evitar número demasiado de gráficos. Neles os resíduos estão aleatoriamente distribuídos em torno de zero ($E[e] \sim \text{zero}$), o que indica, juntamente com os valores dos coeficientes R^2 , que os modelos são confiáveis para os estudos das predições das respostas (y_i).

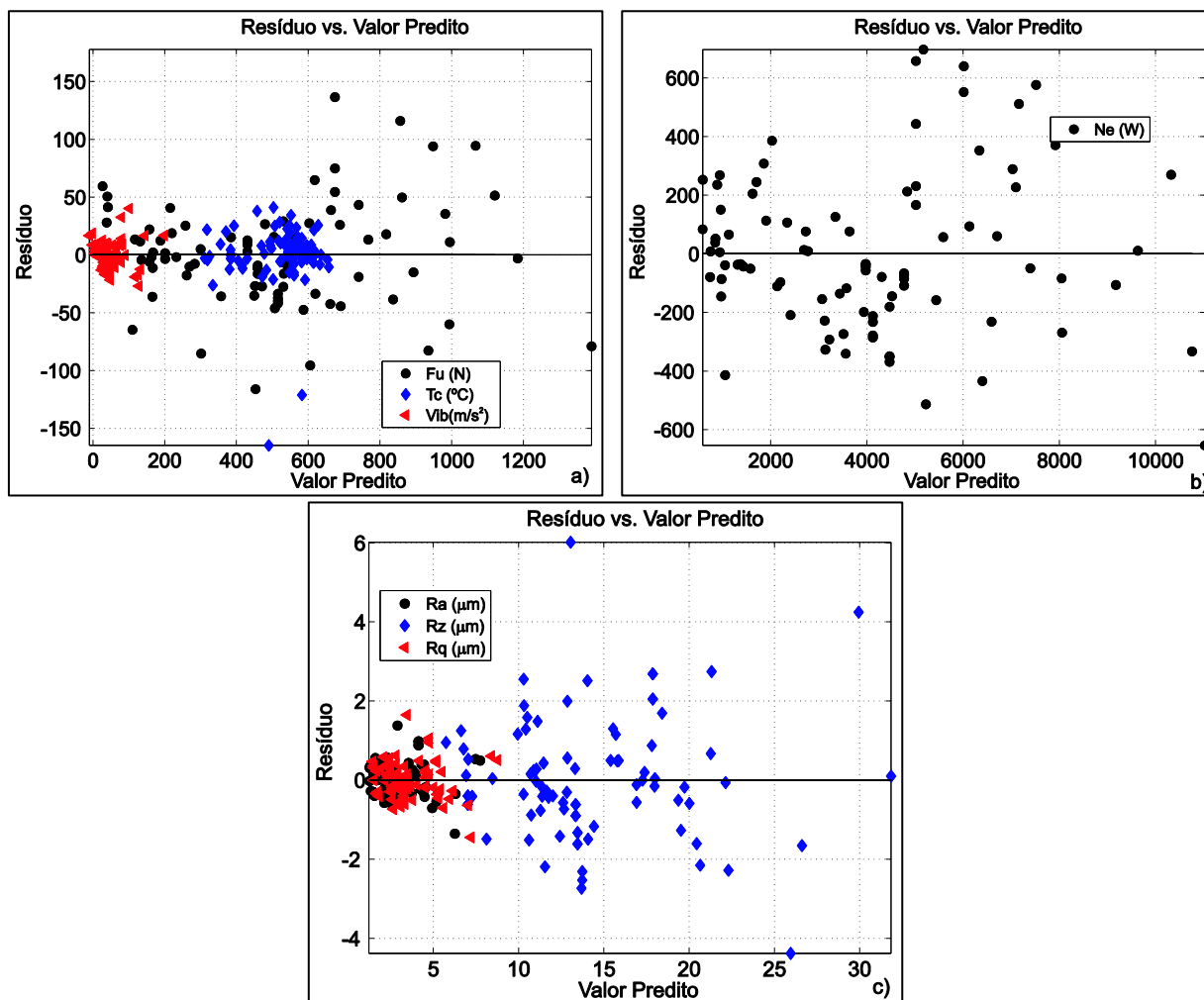


Figura 5.24 – Valor predito vs. resíduo dos modelos: a) F_u , T_c e V_b ; b) N_e ; c) R_a , R_z e R_q

5.5. Validações dos Modelos de Regressão Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)

A Tabela 5.23 apresenta as condições de validação que foram realizadas na usinagem da liga de alumínio 6351-T6 ($\sigma_R = 336$ MPa, $A_r = 17\%$; $H_d = 119$ HV10), para se obter os valores observados (y_i) das respostas (y_i : F_u , N_e , T_c , R_a , R_z , R_q e V_b). Ressalta-se que essa liga não entrou na construção do modelo, mas apenas na sua validação.

Tabela 5.23 – Condições de validação dos modelos de regressão

Ensaio	V_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rot)	lub
1	200 (300)*	4,0 (3,0)*	0,200	Jorro
2	600	4,0 (3,0)*	0,200	Jorro
3	200 (300)*	4,0 (3,0)*	0,350 (0,300)*	Jorro
4	600	4,0 (3,0)*	0,350 (0,300)*	Jorro
5	200 (300)*	1,0	0,200	Jorro
6	600	1,0	0,200	Jorro
7	200 (300)*	1,0	0,35 (0,300)*	Jorro
8	600	1,0	0,35 (0,300)*	Jorro
9	400 (450)*	4,62 (3,41)*	0,275 (0,250)*	Jorro
10	400 (450)*	2,5 (2,0)*	0,168 (0,179)*	Jorro
11	117 (238)*	2,5 (2,0)*	0,275 (0,250)*	Jorro
12	400 (450)*	2,5 (2,0)*	0,275 (0,250)*	Jorro
13	400 (450)*	2,5 (2,0)	0,275 (0,250)*	Jorro
14	400 (450)*	2,5 (2,0)	0,275 (0,250)*	Jorro
15	400 (450)*	2,5 (2,0)*	0,275 (0,250)*	Jorro
16	683 (662)*	2,5 (2,0)*	0,275 (0,250)*	Jorro
17	400 (450)*	2,5 (2,0)*	0,381 (0,320)*	Jorro
18	400 (450)*	0,378 (0,586)*	0,275 (0,250)*	Jorro

*Condições para os ensaios de temperatura de corte (T_c)

As Figuras 5.25a - 5.25c apresentam, respectivamente, para cada resposta (y_i), o comportamento entre seus valores preditos (y_{ie}) e observados (y_i). Neles, parece haver grande proximidade entre os valores preditos e os observados. Contudo, essa hipótese foi verificada com testes de hipóteses da Tab. 5.24.

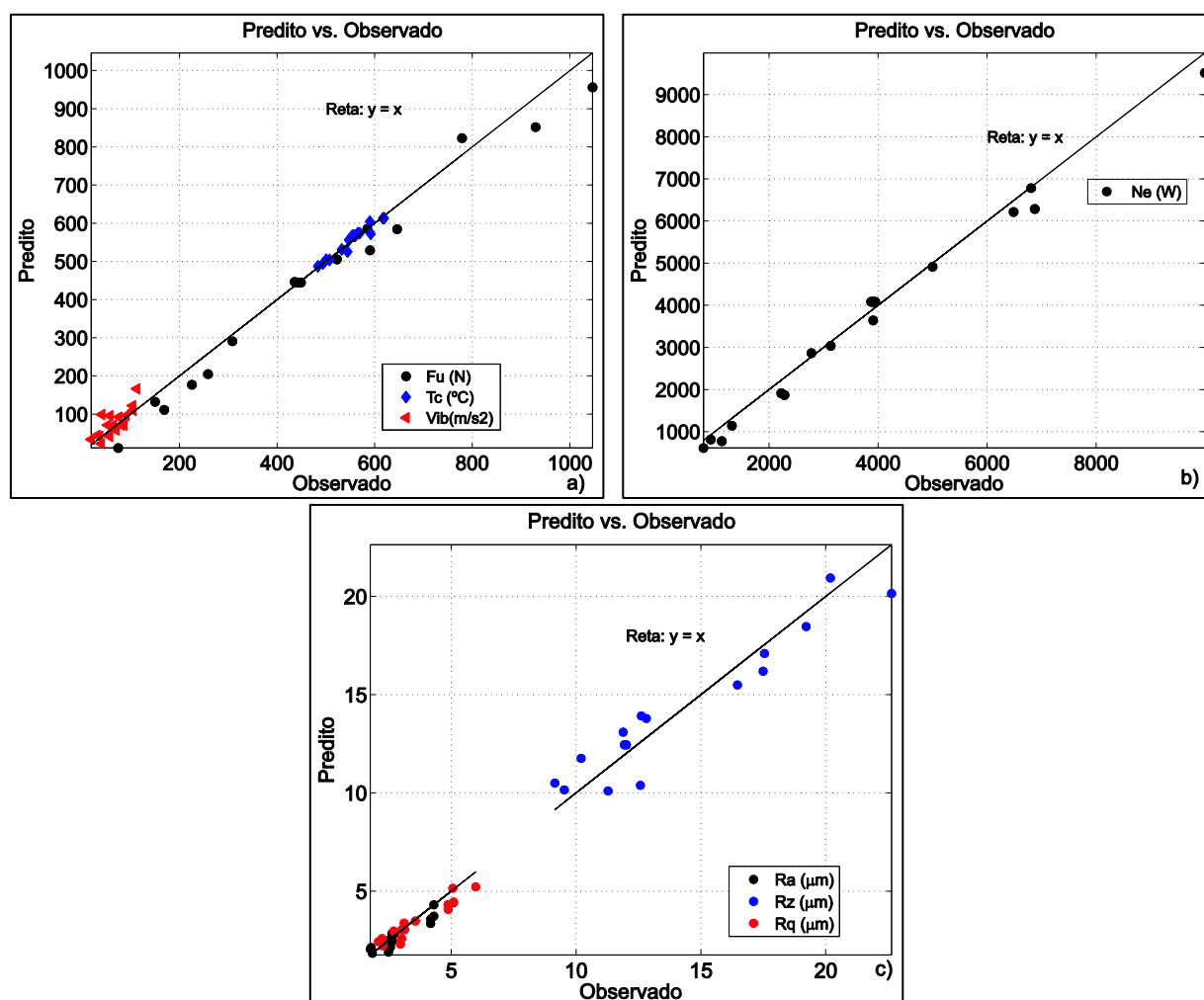


Figura 5.25 – Valor observado vs. predito dos modelos: a) F_u , T_c e V_b ; b) N_e ; c) R_a , R_z e R_q

A Tabela 5.24 apresenta as análises de variância (único fator) dos resultados dos valores preditos (y_{ie}) e observados (y_i) (Fig. 5.25a - 5.25c) das respostas (y_i). Esta análise mostrou não haver diferença estatística significativa entre os valores preditos e observados das respostas (y_i), pois o p-nível ficou muito acima de 5%.

Tabela 5.24 – Análises de variância do valor predito e observado para respostas (y_i)

Testes de Significância						
	SQ	GL	MQ	F_0	p-nível	
F_u	Intercessão	7547048	1	7547048	108,95	$< 10^{-5}$
	Respostas	7215	1	7215	0,10	0,75
	Erro	2355170	34	69270
N_e	Intercessão	513753063	1	513753063	86,73	$< 10^{-5}$
	Respostas	182746	1	182746	0,03	0,86
	Erro	201388976	34	5923205		
T_c	Intercessão	11041954	1	11041954	7324,72	$< 10^{-5}$

	Respostas	53	1	53	0,03	0,85
	Erro	51255	34	1507		
R _a	Intercessão	297,42	1	297,4266	372,76	$< 10^{-5}$
	Respostas	0,2106	1	0,2106	0,26	0,61
	Erro	27,12	34	0,7979		
R _z	Intercessão	7037,13	1	7037,13	525,14	$< 10^{-5}$
	Respostas	0,003	1	0,003	0,0002	0,98
	Erro	455,61	34	13,40		
R _q	Intercessão	424,61	1	424,61	394,30	$< 10^{-5}$
	Respostas	0,2090	1	0,20	0,19	0,66
	Erro	36,61	34	1,07		
V _b	Intercessão	177658,1	1	177658,1	173,59	$< 10^{-5}$
	Respostas	857,5	1	857,5	0,83	0,36
	Erro	34795,9	34	1023,4		

Com base nos resultados dos p-níveis ($> 0,50$), e em função de suas importâncias e aplicações no processo de usinagem, foram selecionados para compor o problema de otimização multiobjetivo os modelos de F_u , N_e , T_c e R_a (ver Tab. 5.22). Embora houvesse outros parâmetros de rugosidades R_z e R_q , o R_a foi selecionado devido a sua grande utilização em pesquisas envolvendo a usinagem das ligas de alumínio (Ver resultados de Demir e Gündüz (2009); Sreejith (2008) e Dwivedi *et al.* (2008), na revisão bibliográfica).

As Figuras 5.26a - 5.26d apresentam, por condição de corte (ver Tab. 5.23), as curvas de valores preditos (y_{ie}) vs. observados (y_i), das respostas selecionadas para fazerem parte do problema de otimização, respectivamente.

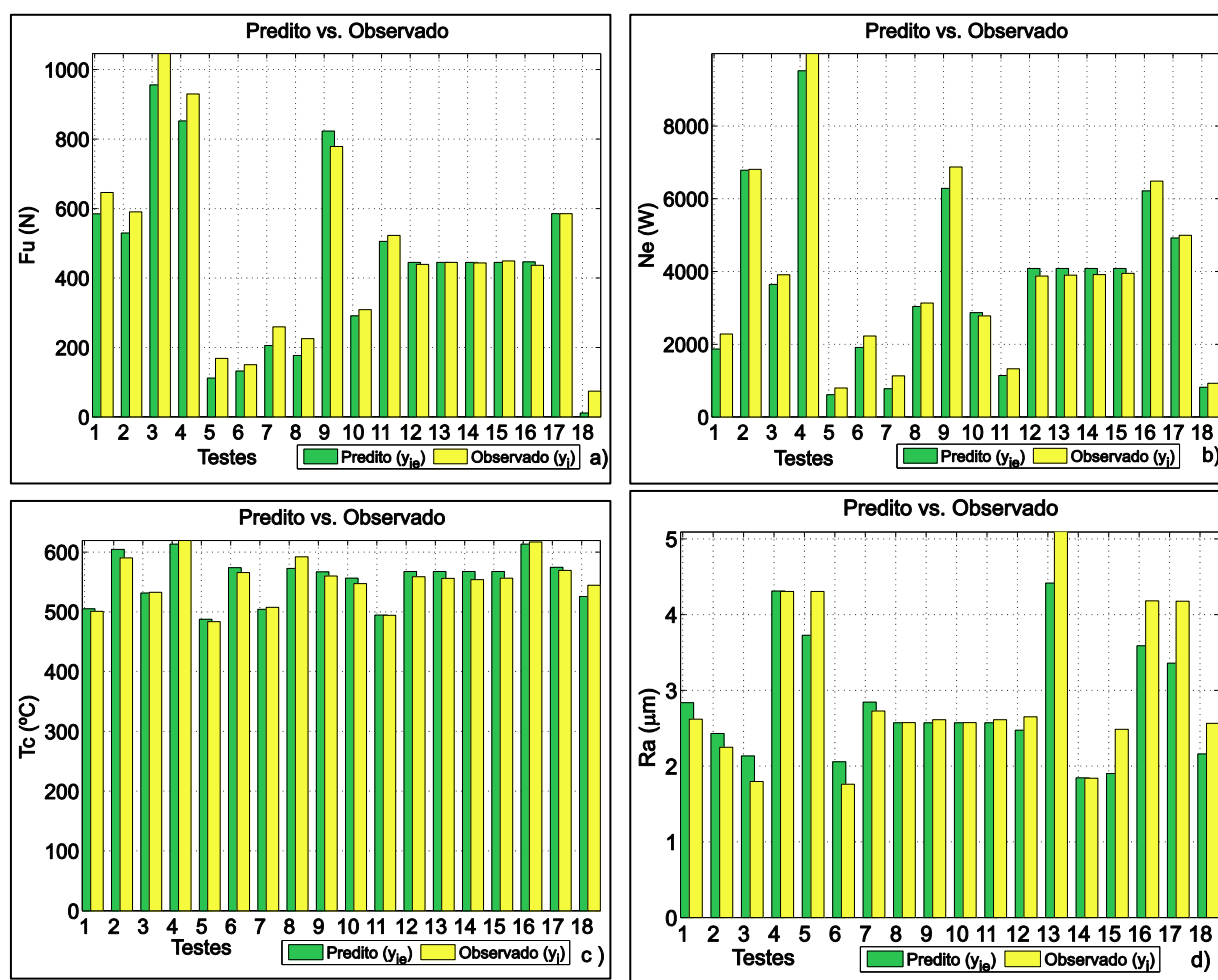


Figura 5.26 - Valor observado vs. predito por condição de corte: a) F_u ; b) N_e ; c) T_c ; d) R_a

Houve grande preocupação com os resultados da temperatura de corte, pois todo o procedimento de medição de temperatura, com o sistema termopar ferramenta-peça dependeu, principalmente, do bom funcionamento do dispositivo de escovas (ver Fig. 1.2b).

Embora os resultados da Fig. 5.26c mostrem grande proximidade entre valores preditos (y_{ie}) e observados (y_i), dentro das condições de corte estabelecidas de validação (ver Tab. 5.23), cabia a confirmação da confiabilidade desses resultados. Para isso, foram pesquisadas na literatura assuntos sobre medições de temperatura de corte que atendessem, simultaneamente, a usinagem das ligas de alumínio, sistema termopar ferramenta-peça e as condições de corte da validação, cujos resultados servissem de referência para comparação das temperaturas de corte adquiridas nesta pesquisa. Todavia, não foram encontradas. Apesar disto, medições (câmera infravermelha) focada na superfície de saída (A_γ) e simulações (elementos finitos) de temperatura no corte ortogonal (tubo fino de 2 mm espessura), feitas por Dinc *et al.* (2008) na liga de alumínio 7075, com inserto de metal duro ($\gamma_0 = 6^\circ$) serviram de referência para a temperatura de corte (Fig. 5.27). Estes

resultados mostraram que para avanço de 0,2 mm/rot e velocidade de corte de 200 m/min, as temperaturas de corte estavam próximas de 400 °C, cujo valor também se aproxima dos encontrados nos ensaios 5 e 11 da Fig. 5.26c. Além disso, se a tendência de aumento da temperatura de corte encontrada por Dinc *et al.* (2008) se mantivesse com o aumento da velocidade de corte e do avanço, seriam atingidas temperaturas de corte bem próximas à de vários outros ensaios de validação com relação à temperatura de corte.

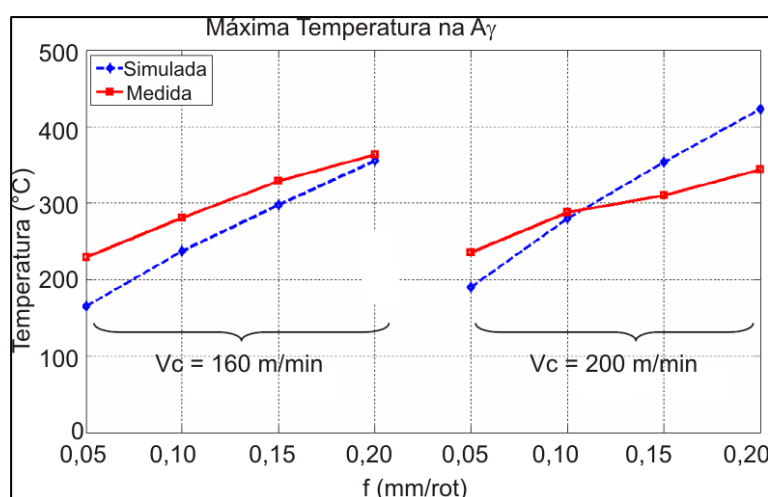


Figura 5.27 – Temperaturas de corte no corte ortogonal da liga de alumínio 7075 (DINC *et al.*, 2008)

5.6. Otimizações dos Modelos (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)

A Equação 5.1 apresenta o problema de otimização. Nesta, y_1 , y_2 , y_3 e y_4 , são respectivamente, os modelos de regressão de F_u , N_e , T_c e R_a , selecionados anteriormente. Embora, a potência de usinagem (N_e) seja um função da força de usinagem (F_u) - eles foram utilizados, simultaneamente, para comporem o problema de otimização, pois a força de usinagem (F_u) depende do comportamento da velocidade efetiva de corte (V_e). As matrizes x_i e x_s referem-se aos limites inferiores e superiores, estabelecidos como região de investigação do ponto ótimo ($x_0 = [\sigma_{R0} \ A_{r0} \ H_{d0} \ V_{c0} \ a_{p0} \ f_0]$). A desigualdade ($y_i > 0$) refere-se à restrição de não negatividade das respostas na região de investigação. E a última igualdade, envolvendo σ_R , A_r e H_d , força o algoritmo genético a encontrar o ponto ótimo que atenda essa relação. Caso contrário, por se tratar de uma função matemática, poderiam ocorrer combinações fisicamente impossíveis de propriedades mecânicas (σ_R , A_r e

H_d), tais como alta resistência mecânica e ductilidade; ou baixa resistência mecânica e baixa ductilidade, o que não é comum nos estudos das propriedades mecânica dos metais. Essa igualdade foi gerada a partir das somas das regressões lineares: A_r vs. H_d , A_r vs. σ_R e H_d vs. σ_R , com os dados da Tab. 5.2.

$$\text{Min } F(x) = [y_1(x); y_2(x); y_3(x); y_4(x)]$$

Restrições:

$$x_i = [-1,4; -1,4; -1,4; -1,4; -1,4; -1,4]$$

$$x_s = [1,4; 1,4; 1,4; 1,4; 1,4; 1,4] \quad (5.1)$$

$$y_i > 0$$

$$0,062 \cdot \sigma_R + 1,943 \cdot A_r + 2 \cdot H_d = -0,1462$$

Apesar das peculiaridades intrínsecas ao processo de programação, tais como códigos e nomes de variáveis, a Tab. III.1, no anexo III, apresenta detalhes dos objetivos de algumas linhas de comandos ou rotinas do programa geral de otimização.

Uma vez executado o programa geral de otimização (Tab. III.1) foi encontrado como ponto ótimo: x_0 (σ_{R0} , A_{r0} , H_{d0} , V_{c0} , a_{p0} , f_0) = (323 MPa; 44%; 34,5 HV10; 126 m/min; 2,43 mm; 0,19 mm/rot) e y_0 (F_{u0} , N_{e0} , T_{c0} , R_{a0}) = (723 N; 1395 W; 344 °C; 2,47 μ m). Embora, tenha sido encontrado um valor muito baixo de velocidade de corte (V_{c0}) ótimo, não característico da usinagem das ligas de alumínio, este representa um valor que otimiza, simultaneamente, todas as respostas (y_i). Este valor deve ter ocorrido devido à presença da função de potência de usinagem (N_e) e da temperatura de corte (T_c) no modelo de otimização.

5.7. Análises de Superfícies de Resposta e de Curvas de Níveis dos Modelos Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)

A Tabela 5.25 apresenta as interações ($x_i x_j$) significativas às características de usinabilidade (y_i), vistas nos planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II (Tab. 5.4 e 5.5).

Tabela 5.25 – Interações significativas dos planejamentos fatoriais 2^k

		x_i		
		V_c	a_p	f
\overline{x}	Liga	F_u, N_e	T_c, R_a	T_c
	V_c	...	F_u, N_e	F_u, N_e
	a_p	F_u, N_e, R_a, T_c

As funções ($y_i = f(x_1, x_2)$) a serem investigadas através das técnicas de superfície de resposta e de curva de nível (+ vetor gradiente), foram: F_u ($\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_c, a_p, f_0$) (Fig. 5.28); N_e ($\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_c, a_p, f_0$) (Fig. 5.29); F_u ($\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_c, a_{p0}, f$) (Fig. 5.30); N_e ($\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_c, a_{p0}, f$) (Fig. 5.31); F_u ($\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_{c0}, a_p, f$) (Fig. 5.32); N_e ($\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_{c0}, a_p, f$) (Fig. 5.33); T_c ($\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_{c0}, a_p, f$) (Fig. 5.34); R_a ($\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_{c0}, a_p, f$) (Fig. 5.35); F_u ($\sigma_R, A_{r0}, H_{d0}, V_c, a_{p0}, f_0$) (Fig. 5.36); N_e ($\sigma_R, A_{r0}, H_{d0}, V_c, a_{p0}, f_0$) (Fig. 5.37); T_c ($\sigma_R, A_{r0}, H_{d0}, V_{c0}, a_p, f_0$) (Fig. 5.38); R_a ($\sigma_R, A_{r0}, H_{d0}, V_{c0}, a_p, f_0$) (Fig. 5.39); T_c ($\sigma_R, A_{r0}, H_{d0}, V_{c0}, a_{p0}, f$) (Fig. 5.40); F_u ($\sigma_{R0}, A_r, H_{d0}, V_c, a_{p0}, f_0$) (Fig. 5.41); N_e ($\sigma_{R0}, A_r, H_{d0}, V_c, a_{p0}, f_0$) (Fig. 5.42); T_c ($\sigma_{R0}, A_r, H_{d0}, V_{c0}, a_p, f_0$) (Fig. 5.43); R_a ($\sigma_{R0}, A_r, H_{d0}, V_{c0}, a_p, f_0$) (Fig. 5.44) e T_c ($\sigma_{R0}, A_r, H_{d0}, V_{c0}, a_{p0}, f$) (Fig. 5.45). Nestas funções os elementos $\sigma_{R0}, A_{r0}, H_{d0}, V_{c0}, a_{p0}$ e f_0 são os níveis dos pontos ótimos das variáveis que não foram investigadas ($\sigma_{R0} = 323$ MPa, $A_{r0} = 44\%$, $H_{d0} = 34,5$ HV10, $V_{c0} = 126$ m/min, $a_{p0} = 2,43$ mm e $f_0 = 0,19$ mm/rot).

Embora as análises de superfície de resposta e de curva de nível mostrem o comportamento das respostas (y_i) em função das variáveis (x_1 e x_2), cabe destacar que discutir o comportamento do material usinado sob altas temperaturas, tensões e taxas de deformação, sob condições severas de usinagem, torna a predição do comportamento das ligas de alumínio usinadas bastante difícil, conforme destacam Kilic e Raman (2007).

Nas Figuras 5.28 a 5.45, os pontos vermelhos nas curvas de níveis referem-se ao ponto ótimo: x_0 ($\sigma_R, A_r, H_d, V_c, a_p, f$) = (323 MPa; 44%; 34,5 HV10; 126 m/min; 2,43 mm; 0,19 mm/rot); enquanto que as linhas vermelhas mostram as curvas de níveis dos valores ótimos da força de usinagem ($F_u \sim 723$ N), potência de usinagem ($N_e \sim 1395$ W), temperatura de corte ($T_c \sim 344$ °C) e da rugosidade ($R_a \sim 2,47\mu m$).

As setas sobre as curvas de níveis são os vetores gradientes (∇y_i). Suas componentes (projeções sobre os eixos) correspondem aos efeitos dos fatores sobre a

resposta (y_i) investigada. Quanto maior a projeção sobre um determinado eixo, maior é o efeito do fator (x_i) associado a este eixo, sobre a variação da resposta (y_i).

A Figura 5.28a mostra crescimento da força de usinagem (F_u), com decrementos na velocidade de corte ($-\partial V_c$) e incrementos na profundidade de corte ($+\partial a_p$), mas o efeito da profundidade de corte sobre a força de usinagem é maior ($\partial F_u / \partial a_p \gg \partial F_u / \partial V_c$). A contribuição do aumento da profundidade de corte ($+\partial a_p$) no aumento da resistência ao corte no plano de cisalhamento primário ($\partial \tau_{PCP} \sim F_z \cdot \sin \phi / \partial a_p \cdot \partial$), esteja sendo maior do que a contribuição da redução da velocidade de corte ($-\partial V_c$), sobre o aumento da resistência ao corte, devido à redução da ductilidade ($+\partial d_{rc} \propto +\partial V_c$). Neste aspecto, Abukhshim *et al.* (2006) consideram que elevadas velocidades de corte, causam temperaturas, tensões e taxas de deformações que podem reduzir a força de usinagem, pois, de acordo com Kivikytö-Reponen (2006), ocorrem mudanças das propriedades do material devido ao aumento, ao movimento e ao rearranjo de discordâncias e de transformações de fase e de maclas.

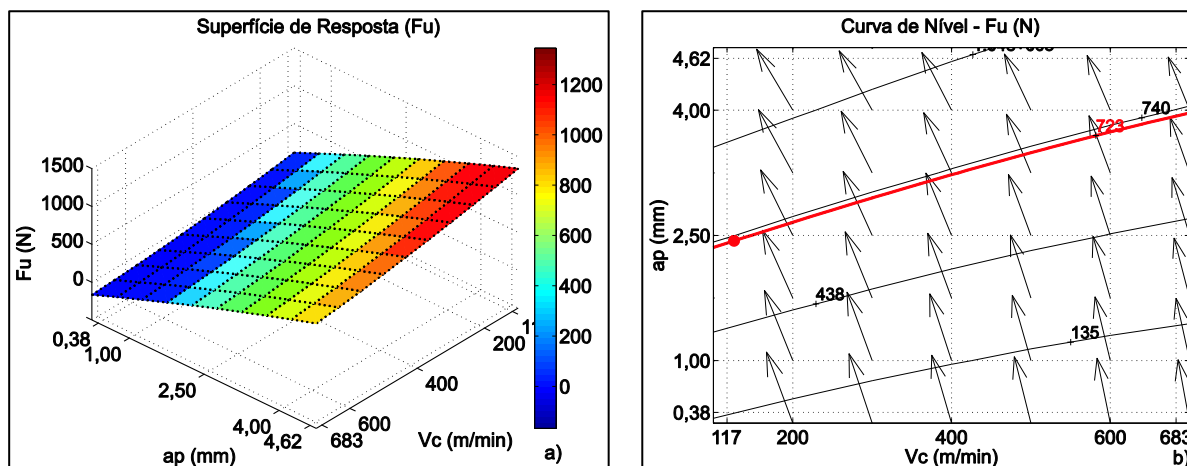


Figura 5.28 – a) Superfície de resposta F_u (V_c , a_p); b) Curva de nível F_u (V_c , a_p)

A Figura 5.28b mostra que a taxa de crescimento da força de usinagem ($\sqrt{(\partial F_u / \partial a_p)^2 + (\partial F_u / \partial V_c)^2}$) acelera-se em situações de altas profundidades de corte (a_p) e baixas velocidade de cortes, pois esta combinação favorece baixas taxas de deformações nos planos de cisalhamento primário ($\partial \varepsilon_{ip} = 2 \cdot \partial V_c \cdot \cos \gamma_o / \Delta PCP \cos[\phi - \gamma_o]$), e secundário (ε_{is}), conforme Zaghibani e Songmene (2009), facilitando o alto nível de encruamento (baixa temperatura + alta resistência) na região de corte, com possível aumento da largura do plano de cisalhamento primário (ΔPCP ver Fig. 2.4a). Em Hamade e Ismail (2005), vê-se

que a taxa de deformação nos planos de cisalhamento é proporcional à velocidade de corte, podendo-se, em altas velocidades de corte, atingir valor de taxa de deformação maior do que 10^3 s^{-1} (CHANG; BONE, 2009; MARUSICH; ORTIZ, 1995).

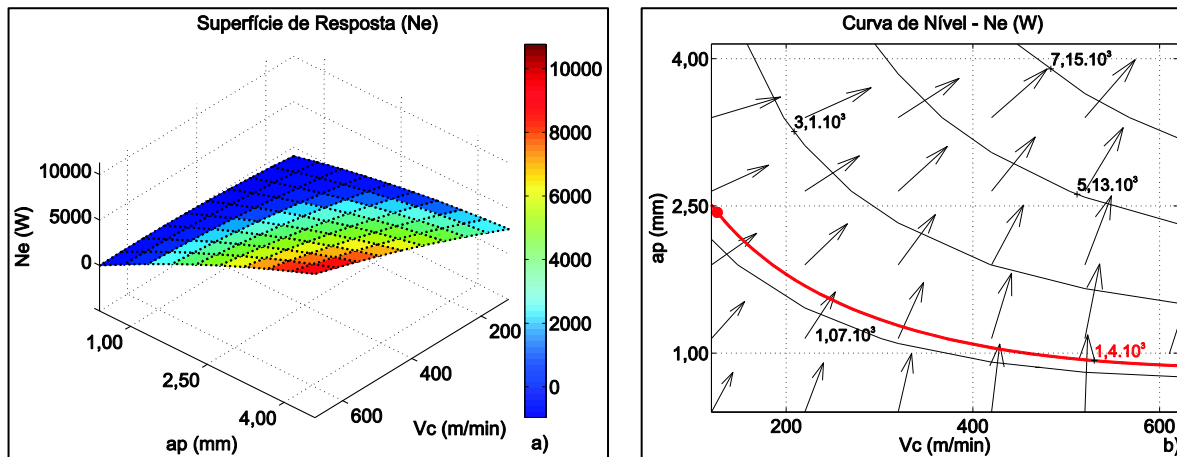


Figura 5.29 – a) Superfície de resposta $N_e (V_c, a_p)$; b) Curva de nível $N_e (V_c, a_p)$

Na Figura 5.29a pode ser visto que a potência de usinagem (N_e) se eleva com incrementos na profundidade de corte ($+\partial a_p$) e na velocidade de corte ($+\partial V_c$), tendo esta, em situações de altas profundidades de corte, maior efeito sobre a potência de usinagem ($\partial N_e / \partial V_c \gg \partial N_e / \partial a_p$); em contrapartida, o efeito da profundidade de corte é maior ($\partial N_e / \partial a_p \gg \partial N_e / \partial V_c$), em situações de altas velocidades de corte. Como a potência de usinagem depende da magnitude dos vetores força de usinagem (F_u) e da velocidade efetiva de corte (V_e) ($N_e = F_u \cdot V_e$) - em situações de alta profundidade, a força de usinagem já é elevada -, qualquer incremento na velocidade de corte passa a ser o principal responsável pelo aumento da potência de usinagem; enquanto que situações de altas velocidades de corte, por si só, o aumento da potência de usinagem é favorecido. Desta forma, qualquer incremento na profundidade de corte aumenta a força de usinagem e, assim, passa ser o principal responsável pelo aumento da potência de usinagem. Isso pode ser confirmado pela relação expressa ($N_e = a_p \cdot f \cdot K_s \cdot V_c$) por John (1994), que relaciona a profundidade de corte (a_p), o avanço (f) e a velocidade de corte (V_c) com a potência de usinagem (N_e).

Na Figura 5.29b se verifica a aceleração da taxa de crescimento da potência de usinagem ($\sqrt{(\partial N_e / \partial a_p)^2 + (\partial N_e / \partial V_c)^2}$), em situações de altas profundidades de corte e velocidades de corte, pois esta combinação eleva consideravelmente a energia empregada para se rotacionar a peça usinada ($\partial E_c = \omega^2 \cdot \mathcal{D} \cdot \partial m / 8$); eleva também a energia empregada

na deformação do material usinado nos planos de cisalhamento ($\partial w = F_z \cdot \partial \delta + F_t \cdot \partial \delta$), devido às altas profundidades de corte.

A Figura 5.30a mostra o crescimento da força de usinagem (F_u) com incrementos no avanço ($+\partial f$) e decrementos na velocidade de corte ($-\partial V_c$), tendo efeitos praticamente iguais sobre a força de usinagem ($\partial F_u / \partial f \sim \partial F_u / \partial V_c$). Provavelmente, o aumento da resistência ao corte nos planos de cisalhamento primário ($\partial \tau_{PCP} \sim F_z \cdot \sin \phi / \partial a_p \cdot \partial f$) e secundário ($\partial \tau_{PCS} \sim F_t / \partial a_p \cdot \partial f$), devido ao aumento das áreas dos planos de cisalhamento ($+\partial f$) possa estar se equiparando ao aumento da resistência ao corte nos planos de cisalhamento, devido ao endurecimento por encruamento ($-\partial V_c$).

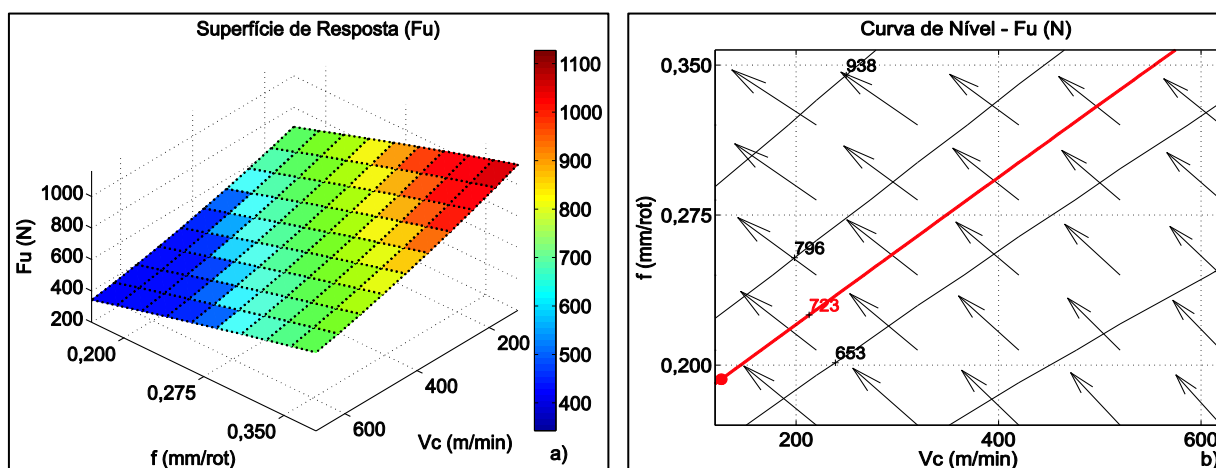


Figura 5.30 - a) Superfície de resposta F_u (V_c , f); b) Curva de nível F_u (V_c , f)

A Figura 5.30b mostra que a taxa de crescimento da força de usinagem ($\sqrt{(\partial F_u / \partial f)^2 + (\partial F_u / \partial V_c)^2}$) acelera - se em situações de altos avanços e baixas velocidades de corte, pois com a ocorrência simultânea de altas áreas dos planos de cisalhamento e grandes comprimentos de corte ($\partial L_c \sim \partial f \cdot \sin \beta_a / \sin \phi \cdot \cos[\beta_a - \gamma_o + \phi]$), conforme Li e Liang (2007), em virtude do aumento do avanço; e com o endurecimento do material nesta região, em virtude das baixas velocidades de corte, tem-se uma situação crítica de aumento dos esforços friccionais (F_z e F_t). O aumento do comprimento de corte ($+\partial L_c$) aumenta a força friccional (F_t), pois redistribui os esforços em uma área maior, impedindo que se atinja a tensão de cisalhamento do material usinado (τ_R).

Na Figura 5.31a verifica-se a elevação da potência de usinagem (N_e), com incrementos no avanço ($+\partial f$) e na velocidade de corte ($+\partial V_c$), tendo esta maior efeito sobre

a potência de usinagem ($\partial N_e / \partial V_c > \partial N_e / \partial f$). Isso ocorreu, pois houve o emprego de muita energia para se manter a peça girando em regime de altas velocidades de corte ($\partial E_c = \omega^2 \cdot \mathcal{J} \cdot \partial m / 8$); e também para se promover o corte do material, em situações de grande resistência ao corte, devido ao aumento do avanço ($\partial w = F_z \cdot \partial \delta + F_t \cdot \partial \delta$). Todavia, a contribuição da energia advinda da variação da velocidade de corte, sobre a energia total consumida no processo de corte, foi sempre maior. Johnne (1994) fala que na usinagem de ligas de alumínio, mais energia é requerida devido à necessidade de se operar em altíssimas velocidades de corte. Também Diniz *et al.* (2001) consideram que a potência de corte é mais influenciada pela velocidade de corte quando esta se encontra em valores elevados.

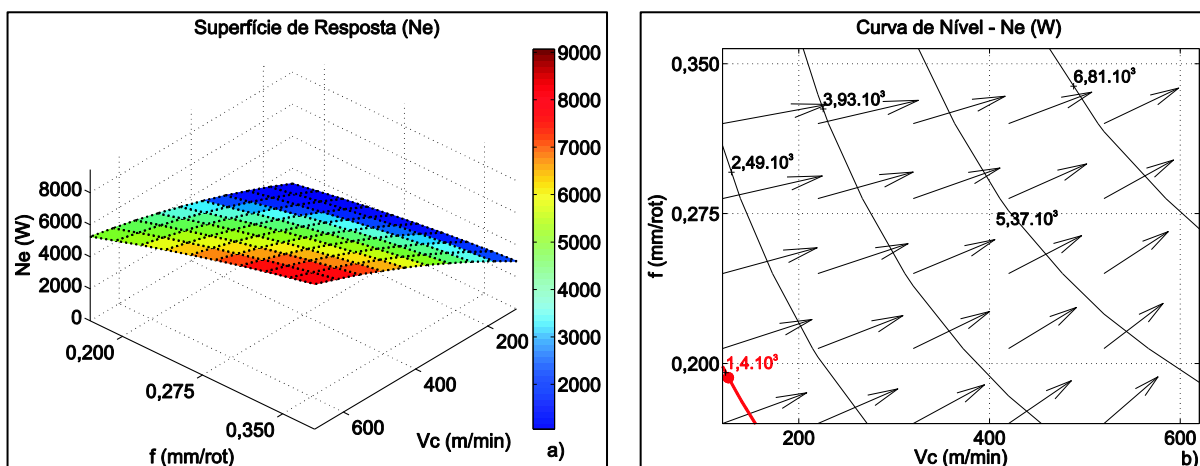


Figura 5.31 - a) Superfície de resposta N_e (V_c , f); b) Curva de nível N_e (V_c , f)

Na Figura 5.31b vê-se que a taxa de crescimento da potência de usinagem ($\sqrt{(\partial N_e / \partial V_c)^2 + (\partial N_e / \partial f)^2}$) acelera-se em condições de altos avanços e velocidades de corte, pois esta combinação eleva, consideravelmente, a energia consumida, principalmente devido à manutenção de regimes de altas velocidades de corte (altas rotações da peça: $n = V_c \cdot 1000 / \pi \cdot \phi$), mas também de grande trabalho de deformação, devido ao aumento dos esforços nos planos de cisalhamento primário (F_z) e do secundário (F_t), com o aumento do avanço.

A Figura 5.32a mostra o crescimento da força de usinagem (F_u), com incrementos no avanço ($+\partial f$) e na profundidade de corte ($+\partial a_p$), tendo esta maior efeito sobre a força de usinagem ($\partial F_u / \partial a_p > \partial F_u / \partial f$). Isso ocorre porque os esforços de usinagem necessários para cisalhar o material nos planos de cisalhamento primário ($\partial \tau_{PCP} \sim [F_c \cdot \cos \phi \cdot \sin \phi -$

$F_f \cdot \sin^2 \phi / \partial a_p \cdot \partial f$) e secundário ($\partial \tau_{PCS} \sim [F_c \cdot \cos \gamma_0 - F_f \cdot \sin \gamma_0] / \partial a_p \cdot \partial f$) são diretamente proporcionais às áreas desses planos, que são determinados pela profundidade de corte (a_p) e o pelo avanço (f); porém, se incrementos na profundidade de corte forem maiores do que no avanço, como é o caso, a resistência ao processo de formação do cavaco se elevará, principalmente devido à ação da profundidade de corte.

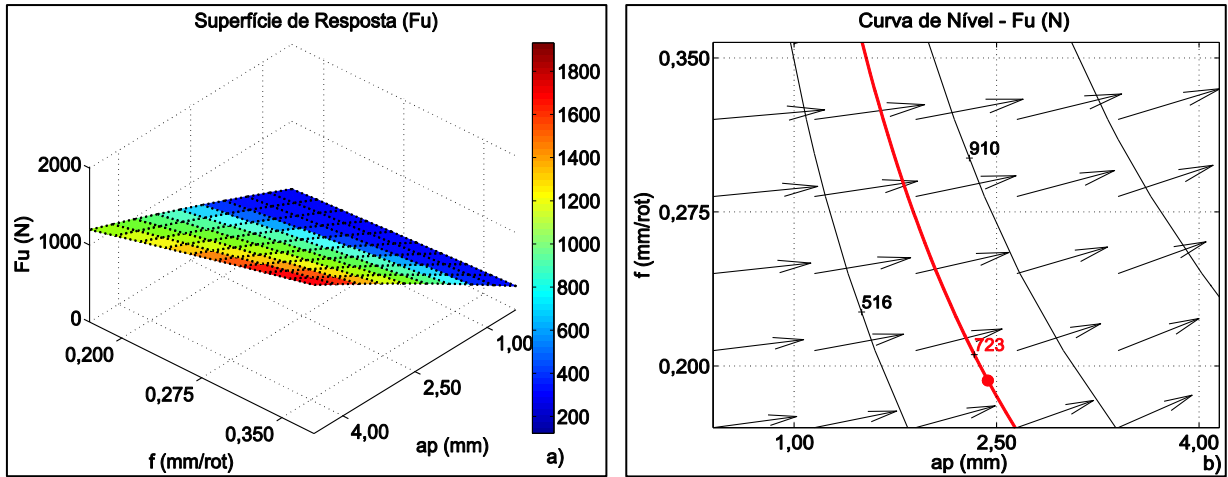


Figura 5.32 - a) Superfície de resposta F_u (f , a_p); b) Curva de nível F_u (f , a_p)

A Figura 5.32b mostra que a taxa de crescimento da força de usinagem ($\sqrt{(\partial F_u / \partial a_p)^2 + (\partial F_u / \partial f)^2}$) acelera-se, consideravelmente, em situações de altas profundidades de corte e avanços, pois é uma combinação que gera críticos esforços nos planos de cisalhamento, em virtude do aumento da área total dos planos de cisalhamento ($\partial A_t \sim \partial A_p + \partial A_s$), o que dificulta que se atinja a resistência ao cisalhamento do material usinado (τ_R) na região de corte ($\tau_{PCP} \ll \tau_R$; $\tau_{PCS} \ll \tau_R$). Além disso, pode favorecer a dissipação do calor na região de corte, dificultando ainda mais a redução da tensão de cisalhamento do material usinado (τ_R) na região de corte.

Na Figura 5.33a é verificada a elevação da potência de usinagem (N_e) com incrementos no avanço ($+\partial f$) e na profundidade de corte ($+\partial a_p$), tendo esta maior efeito sobre a potência de usinagem ($\partial N_e / \partial a_p > \partial N_e / \partial f$), pelos mesmos aspectos que esta combinação afetou a força de usinagem, dado que a potência de usinagem ($N_e = \mathbf{F}_u \cdot \mathbf{V}_e$) é função da força de usinagem. Dimla Sr (2004) considera que os aumentos da profundidade de corte e do avanço aumentam a taxa de remoção do material; e, portanto, maior potência é requerida para cisalhar o metal ($\partial N_e \propto \partial a_p \cdot \partial f$), o que está de acordo com Johnne (1994). O

efeito do aumento do avanço sobre o aumento da potência de usinagem concorda com os resultados encontrados por Braga *et al.* (2002), na furação da liga de alumínio (7% Si).

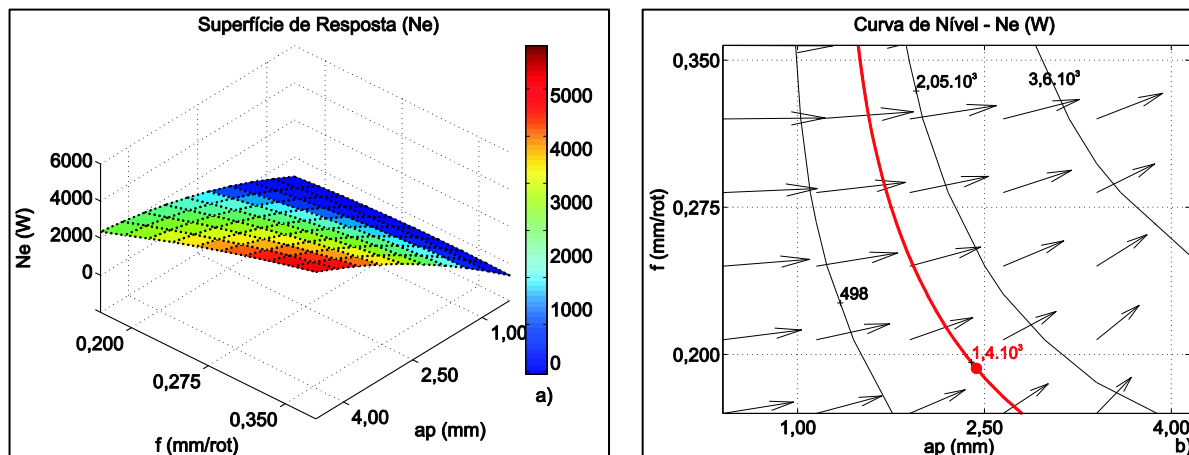


Figura 5.33 - a) Superfície de resposta N_e (f , a_p); b) Curva de nível N_e (f , a_p)

Na Figura 5.33b observa-se que a taxa de crescimento da potência de usinagem ($\sqrt{(\partial N_e / \partial a_p)^2 + (\partial N_e / \partial f)^2}$) tende a se estabilizar em condições de altos avanços e profundidades de corte. Com o aumento do avanço, maior energia esteja sendo consumida com a força que atua na superfície de folga da ferramenta, conforme relatado por Hamade e Ismail (2005).

Na Figura 5.34a a temperatura de corte (T_c) tem seu crescimento com decrementos na profundidade de corte ($-\partial a_p$) e incrementos no avanço ($+\partial f$), tendo a primeira, em altas profundidades de corte, maior efeito sobre a temperatura de corte ($\partial T_c / \partial a_p > \partial T_c / \partial f$); e o avanço, em baixas profundidades de corte, maior efeito sobre a temperatura de corte ($\partial T_c / \partial f > \partial T_c / \partial a_p$). O maior efeito da profundidade de corte se deve à predominância da dependência da dissipação de calor, que é diretamente proporcional ao tamanho das áreas na região de corte. Já o maior efeito do avanço, possivelmente, seja devido à predominância da geração de calor na região de corte sobre a sua dissipação. Embora parece incoerente que a temperatura de corte diminua com o aumento da profundidade de corte (a_p), o modelo foi aplicado em condição jorro de lubri-refrigeração, o que deve ter colaborado para causar esse fenômeno.

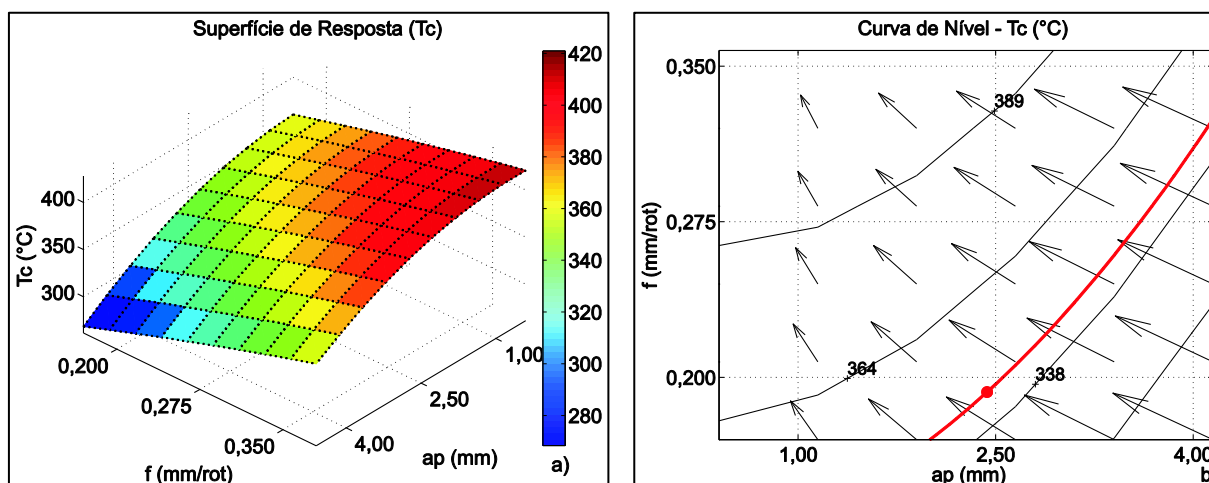


Figura 5.34 - a) Superfície de resposta T_c (f , a_p); b) Curva de nível T_c (f , a_p)

A Figura 5.34b mostra a desaceleração da taxa de crescimento da temperatura de corte ($\sqrt{(\partial T_c / \partial a_p)^2 + (\partial T_c / \partial f)^2}$) em condições de baixas profundidades de corte e de altos avanços, pois esta combinação aumenta a taxa de geração de calor na região de corte ($\partial Q_T = \partial Q_A + \partial Q_B$) (ver Fig. 2.14a), que, por sua vez, favorece o amaciamento do material ($\partial \tau_R \propto 1/\partial T_c$) e reduz a energia necessária para se promover subsequentes cortes do material usinado, estabilizando-se a temperatura na região de corte – além do mais, provavelmente, a elevação do avanço possa estar favorecendo a dissipação do calor da região de corte ($\partial Q_T = F_z \cdot V_z \cdot \cos \phi / \partial a_p \cdot \partial f + F_t \cdot V_{ca} / \partial a_p \cdot \partial L_c$). Quanto a isso, embora sendo no torneamento dos aços AISI (American Iron and Steel Institute) 1045 ($V_c = 220 \text{ m/min}$; $a_p = 1 \text{ mm}$) e AISI 304 ($V_c = 180 \text{ m/min}$; $a_p = 1 \text{ mm}$), Grzesik (1999) observou uma aceleração da taxa de crescimento da temperatura de corte em baixos avanços; porém, com altos avanços, ela foi reduzida. Além disso, esses autores constataram aumento da condutividade térmica da ferramenta de metal (WC) com o aumento da temperatura de corte, o que, talvez, possa estar colaborando por essa desaceleração.

A Figura 5.35a mostra que a rugosidade (R_a) se eleva com incrementos na profundidade de corte ($+\partial a_p$) e no avanço ($+\partial f$), tendo este maior efeito sobre a rugosidade ($\partial R_a / \partial f > \partial R_a / \partial a_p$), pois este parâmetro teórico é proporcional ao quadrado do avanço, além de provocar o aumento dos esforços nos planos de cisalhamento primário e secundário, cujos malefícios podem ser marcas da ferramenta na peça (ondulações), devido ao processo vibracional, o que também, de acordo com Toropov *et al.* (2005), pode estar associado à relação comprimento – diâmetro da peça usinada. Além disso, a aderência de material usinado sobre a peça usinada, marcas da ferramenta, conforme MACHADO *et*

al.(2009), devido ao aumento da taxa de avanço - sendo este o principal fator: estrias criadas pela ferramenta e quebra da estrutura do material usinado (REVEL *et al.*, 2006) que colabora para o aumento da rugosidade da superfície usinada, o que está de acordo com as publicações de Lin *et al.* (2001); Rao e Shin (2001); Manna e Bhattacharayya (2002).

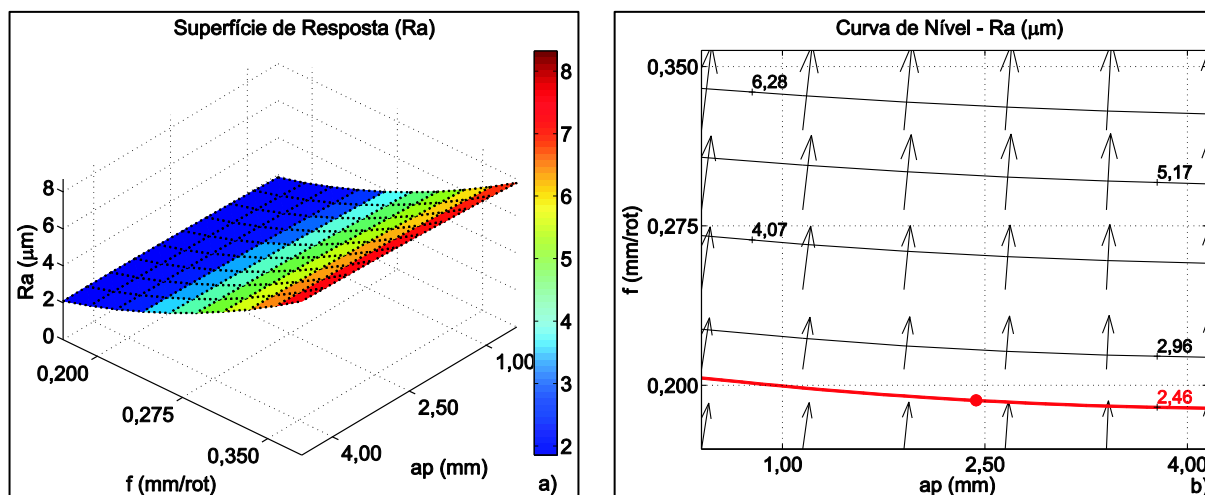


Figura 5.35 - a) Superfície de resposta R_a (f , a_p); b) Curva de nível R_a (f , a_p)

A Figura 5.35b mostra que a taxa de crescimento de rugosidade ($\sqrt{(\partial R_a / \partial a_p)^2 + (\partial R_a / \partial f)^2}$) acelera-se em condições de altos avanços e de profundidades de corte, como também foi observado por Fuh e Wu (1995), durante o fresamento da liga de alumínio 2014-T6 e por Lin *et al.* (2001), através de regressão múltipla, na usinagem do aço S55C; por Rao e Shin (2001), no fresamento em altas velocidades de corte da liga de alumínio 7075-T6; e por Manna e Bhattacharayya (2002), no torneamento da liga de alumínio LM6Mg15SiCP (Al-MMC: *Metal Matrix Composites*), pois esta combinação intensifica os efeitos maléficos citados anteriormente. Estes resultados podem, também, estar associados ao espalhamento do metal (efeito da ductilidade), devido ao aumento da temperatura na zona de corte, com o aumento da taxa de avanço, segundo Kiliçkap *et al.* (2005). Embora o aumento do avanço acelere o crescimento da rugosidade, valores de avanço muito menores do que o raio de ponta da ferramenta, também podem estar contribuindo para a elevada taxa de crescimento da rugosidade, devido ao espalhamento lateral do metal, por arrastamento, conforme constatado por Keong Ng *et al.* (2006). Além disso, não se descarta que o aumento da taxa de deformação, que pode elevar o limite da tensão de cisalhamento do material na região de corte, possa ter aumentado a rugosidade, por aumentar a vibração no processo de usinagem (CHANG; BONE, 2009).

A Figura 5.36a mostra a elevação da força de usinagem (F_u) com incrementos na resistência mecânica ($+\partial\sigma_R$) e decrementos na velocidade de corte ($-\partial V_c$), tendo este maior efeito sobre a força de usinagem ($\partial F_u/\partial V_c > \partial F_u/\partial \sigma_R$). Isso ocorreu devido ao aumento da resistência ao corte, com a redução da velocidade de corte ($\partial \tau_R \propto 1/\partial V_c$) e ao aumento do limite de resistência ao cisalhamento, com o aumento do limite de resistência do material usinado (σ_R). Para um determinado nível de resistência mecânica, qualquer redução da velocidade de corte provoca ainda mais o endurecimento do material na região de corte ($\partial F_z \propto \partial \tau_R \cdot a_p \cdot b / \sin \phi$), além de elevar, consideravelmente, a pressão específica de corte ($K_s = F_c/a_p \cdot f$), conforme constado por Dwivedi *et al.* (2008) na usinagem das ligas de alumínio LM13 e LM18 (tratamentos térmicos de endurecimento).

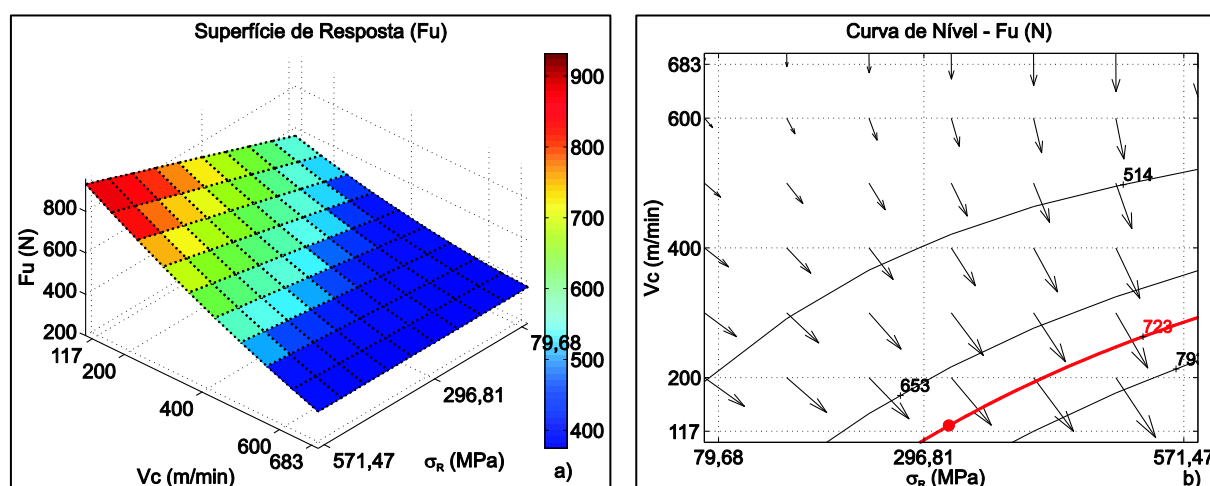


Figura 5.36 - a) Superfície de resposta F_u (V_c , σ_R); b) Curva de nível F_u (V_c , σ_R)

A Figura 5.36b mostra que a taxa de crescimento da força de usinagem ($\sqrt{(\partial F_u/\partial \sigma_R)^2 + (\partial F_u/\partial V_c)^2}$) se dá em situações de alta resistência mecânica e de baixas velocidades de corte, pois é uma combinação que gera alta resistência ao corte nos planos de cisalhamento, com baixa taxa de deformação, como mostra modelo da tensão de cisalhamento nos planos de corte (τ), proposta por Johnson e Cook ($\tau = [\sigma_R + B\epsilon^n][1 + C \ln(\epsilon_t/\epsilon_{t0})][1 + (T - T_r/T_f - T_r)^m]$, HAMADE e ISMAIL, 2005), a qual depende do balanço entre o encruamento (1º termo), endurecimento pela taxa de deformação (2º termo) e do amaciamento adiabático com a temperatura em altas taxas de deformações (3º termo), onde B é o coeficiente de encruamento, n é o expoente de encruamento, C é o coeficiente da taxa de deformação, e m é o coeficiente da temperatura. Desta relação pode ser observado que o amaciamento do material, devido à alta temperatura, depende da

superação do encruamento do material devido à alta taxa de deformação. Aqui se ressalta, de acordo com Hamade e Ismail (2005), que, em baixas velocidades de corte (baixas temperaturas), o efeito da taxa de deformação sobre o aumento da resistência ao cisalhamento não é significativo, mas em altas velocidades de corte, seu efeito sobre o aumento da tensão de tração e cisalhamento são sentidos, conforme trabalhos de Yousefi e Ichida (2000), o que também foi confirmado pelas simulações (elementos finitos) feitas por Liou (2005) na usinagem da liga de alumínio 7075-T6 em que ocorreu a desaceleração da taxa de redução das forças de corte e de avanço, com o aumento da velocidade de corte.

Na Figura 5.37a vê-se que a potência de usinagem (N_e) se eleva com incrementos na resistência mecânica ($+\partial\sigma_R$) e na velocidade de corte ($+\partial V_c$), tendo este maior efeito sobre a potência de usinagem ($\partial N_e / \partial V_c > \partial N_e / \partial \sigma_R$). Isso ocorreu devido à alta energia empregada para se manter o regime de corte com altas rotações ($\partial E_c = \partial m \cdot \omega^2 \cdot \phi^2 / 8$); e também para se promover o corte do material em condições de alta resistência ao cisalhamento, nos planos primário ($\partial F_z \propto \partial \tau_R \cdot a_p \cdot f \cdot \sin \phi$) e secundário ($\partial F_t \propto \partial \tau_R \cdot a_p \cdot f$), dado que a tensão de cisalhamento do material usinado (τ_R) é proporcional ao seu limite de resistência (σ_R).

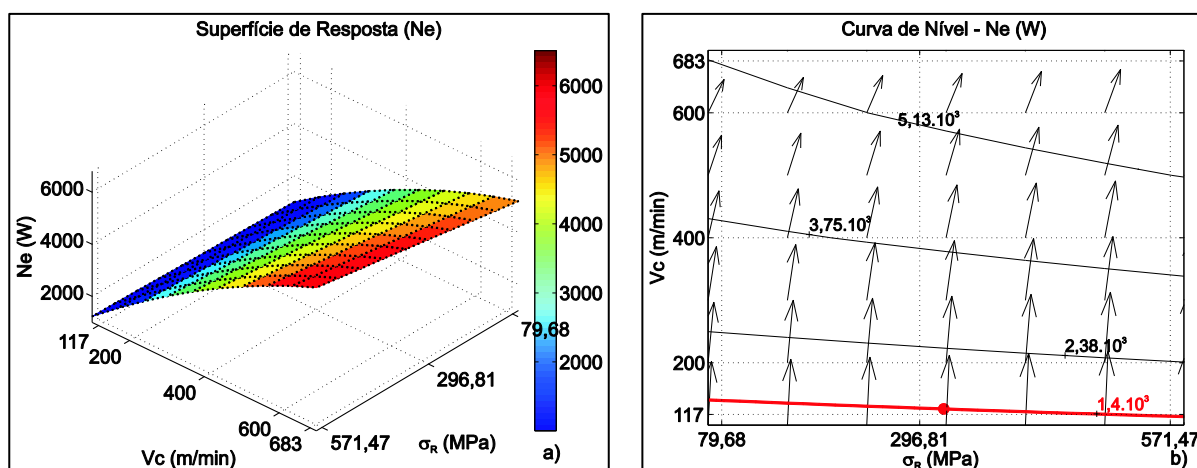


Figura 5.37 - a) Superfície de resposta N_e (V_c , σ_R); b) Curva de nível N_e (V_c , σ_R)

A Figura 5.37b mostra que a taxa de aumento da potência de usinagem ($\sqrt{(\partial N_e / \partial \sigma_R)^2 + (\partial N_e / \partial V_c)^2}$) tende a se desacelerar em condições de altas velocidades de corte e de resistência mecânica. Provavelmente, essas condições provocam excessiva geração de calor na região de corte ($\partial Q_A = F_z \cdot \partial V_z + \partial Q_B = F_t \cdot \partial V_t$), o que causou a redução da tensão de cisalhamento (τ_R) nesta região, exigindo-se, assim, menores energias para

cortes subsequentes. Neste aspecto, Da Silva e Wallbank (1999) relatam que o aumento da energia para se cisalhar o metal aumenta a geração de calor na região de corte.

A Figura 5.38a mostra que a temperatura de corte (T_c) eleva-se com incrementos na resistência mecânica ($+\partial\sigma_R$) e decrementos na profundidade de corte ($-\partial a_p$), tendo este maior efeito sobre a temperatura de corte ($\partial T_c / \partial a_p > \partial T_c / \partial \sigma_R$), pois para um determinado nível de velocidade de corte e em condições de alta resistência mecânica, a redução da área de contato tende a favorecer a concentração de calor na região de corte, o que pode causar significativa elevação da temperatura de corte, semelhante ao considerado por Grzesik (1999) em relação ao fator de carga térmica (T_c/L_c), devido a uma estreita região de transferência de calor. Em situações de altas profundidades de corte e resistências mecânicas, possivelmente, ocorreu uma melhor dissipação de calor associado com um melhor deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta de corte. Mesmo fenômeno quanto a variação da temperatura de corte em função da profundidade de corte (a_p), já foi explicado para a Fig. 5.34a.

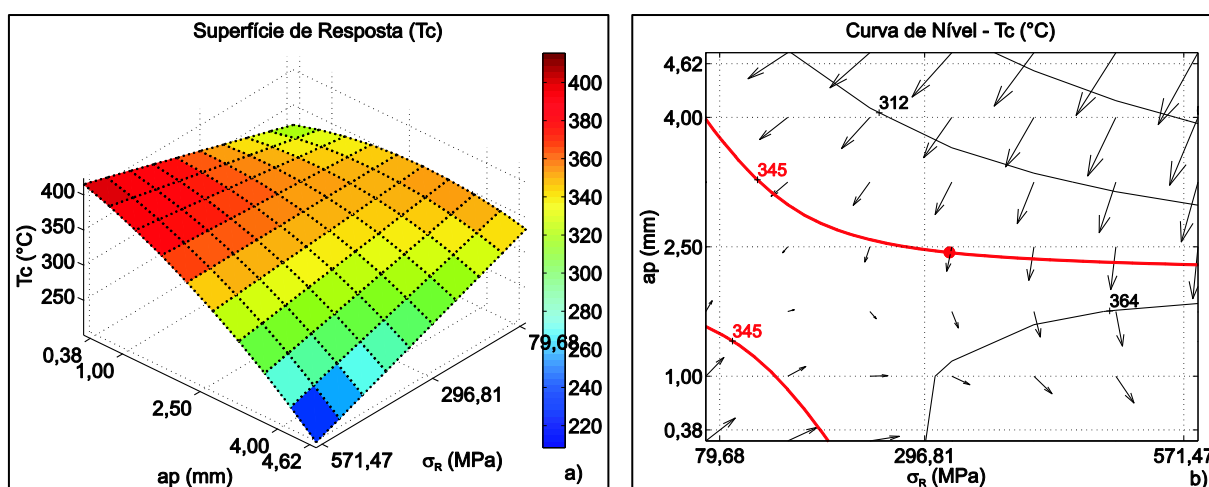


Figura 5.38 - a) Superfície de resposta T_c (a_p , σ_R); b) Curva de nível T_c (a_p , σ_R)

A Figura 5.38b mostra que a taxa de crescimento da temperatura de corte ($\sqrt{(\partial T_c / \partial a_p)^2 + (\partial T_c / \partial \sigma_R)^2}$) desacelera-se em condições de altas resistência mecânicas e de baixas profundidades de corte, pois esta combinação causa grande concentração de calor na região de corte, o que favorece o amaciamento do material usinado (redução da F_z e da F_t), nesta região; e, portanto, redução da energia a ser empregada para cortes posteriores ($\partial Q_T \sim F_z \partial V_z + F_t \partial V_t$). Grzesik (1999) considera que a redução da força de atrito, entre cavaco – ferramenta, na zona de cisalhamento secundária, reduzirá a energia requerida

pelo processo de corte e resultará na redução da geração do calor e da temperatura na interface cavaco-ferramenta.

Na Figura 5.39a observa-se a tendência de aumento da rugosidade (R_a) com incrementos na profundidade de corte ($+\partial a_p$) e decrementos na resistência mecânica ($-\partial \sigma_R$), tendo esta maior efeito sobre a rugosidade ($\partial R_a / \partial \sigma_R > \partial R_a / \partial a_p$), em altas profundidades de corte; e a profundidade de corte, maior efeito sobre a rugosidade ($\partial R_a / \partial a_p > \partial R_a / \partial \sigma_R$), em baixas resistências mecânicas, pois na usinagem em condições de baixas resistências mecânicas ($+\partial A_r$), há propensão de acúmulo de material usinado sobre a superfície de corte da ferramenta, em virtude do encruamento na região de corte, com o aumento da profundidade de corte. Já a usinagem em condições de altas profundidades de corte, o aumento da ductilidade passa ser o grande responsável pelo encruamento na região de corte, que, por sua vez, pode causar o acúmulo de material sobre a superfície de corte da ferramenta (COLDWELL *et al.*, 2004), que uma vez liberado da região de corte, pode aderir à superfície usinada e aumentar sua rugosidade. Além disso, favorece a vibração da ferramenta, devido ao aumento dos esforços de corte e também pode gerar cavacos longos, que podem marcar a superfície usinada. Demir e Gündüz (2009) na usinagem da liga de alumínio 6061 verificaram redução da rugosidade com o aumento da dureza da liga (precipitação), pois inibiu a formação de material acumulado sobre a superfície de corte da ferramenta e impediu a formação de cavacos longos que pudessem se enrolar na peça.

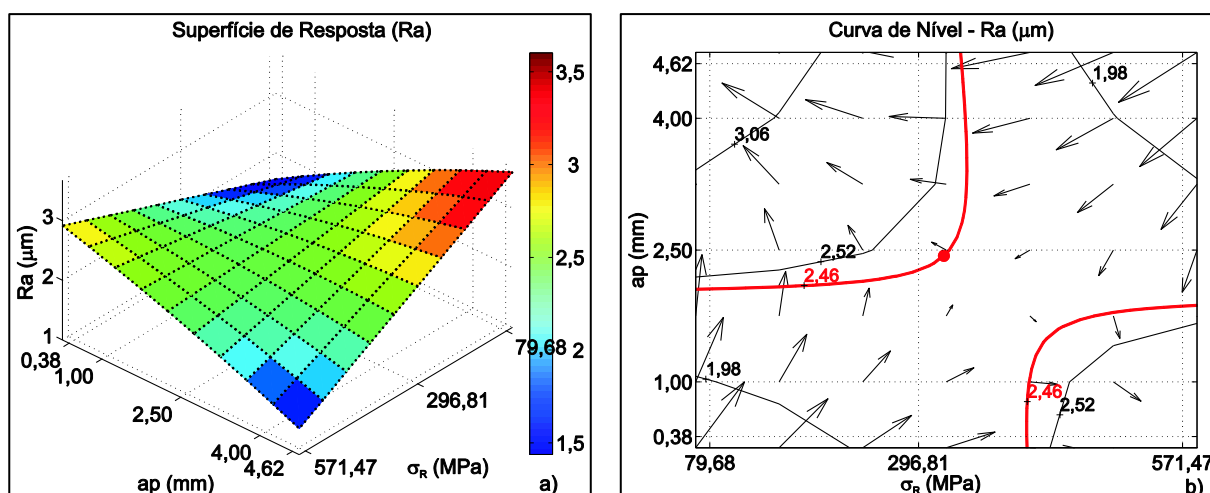


Figura 5.39 - a) Superfície de resposta R_a (a_p , σ_R); b) Curva de nível R_a (a_p , σ_R)

Na Figura 5.39b observa-se a aceleração da taxa de crescimento da rugosidade ($\sqrt{(\partial R_a / \partial a_p)^2 + (\partial R_a / \partial \sigma_R)^2}$), em condições de altas profundidades de corte e de baixas resistências mecânicas, pois essa combinação favorece significativamente o encruamento

na região de corte, cuja consequência pode ser a elevação da rugosidade da superfície usinada, em função da aderência de partículas na superfície usinada, processo vibracional da ferramenta e de longos cavacos. To *et al.* (2003) comentam que a grande deformação plástica nos planos de cisalhamento, devido à ação da ferramenta de corte, produz significativas alterações da estrutura cristalina (superfície e subsuperfície) da peça; e deixa marcas na superfície da peça. Tatar e Gren (2008) consideram que certas combinações de parâmetros de corte podem causar vibração; e, com isso, piorar o acabamento da superfície usinada. Também, Zhong *et al.* (2010) relatam que a força e o movimento de corte são os principais responsáveis pela vibração, sendo esta considerada o fenômeno mais prejudicial à qualidade da superfície usinada. Com isso concordam Dimla e Dimla (2000), que afirmam que a vibração é causada pela variação cíclica da força de corte, o que, dentre outros problemas, pode causar dentes sobre a superfície acabada. Ainda, Mackerle (1999) considera que em processos de torneamento, a vibração é um problema que, dentre outros, causa a deterioração da superfície acabada.

Na Figura 5.40a observa-se o crescimento da temperatura de corte (T_c), com incrementos no avanço ($+\partial f$) e na resistência mecânica ($+\partial \sigma_R$), tendo esta maior efeito sobre a temperatura de corte ($\partial T_c / \partial \sigma_R > \partial T_c / \partial f$), em maiores avanços; e o avanço, em maiores resistências mecânicas ($\partial T_c / \partial f > \partial T_c / \partial \sigma_R$). Isso pode estar ocorrendo, pois, para elevados níveis de resistência mecânica, qualquer aumento no avanço eleva consideravelmente a resistência ao corte nos planos de cisalhamento e, com isso, a temperatura de corte. Nesse aspecto, apesar de ser no torneamento dos aços AISI 1045 ($V_c = 220 \text{ m/min}$; $a_p = 1 \text{ mm}$) e inoxidável AISI 304 ($V_c = 180 \text{ m/min}$; $a_p = 1 \text{ mm}$), Grzesik (1999) verificou aumento pronunciado do comprimento de contato ($L_c \sim 0,30 \rightarrow 1,5 \text{ mm}$: metal duro), quando o avanço variou de 0,05 mm/rot para 0,30 mm/rot, o que elevou grandemente a força friccional (F_t) na interface cavaco-ferramenta. Semelhantemente, qualquer aumento da resistência mecânica do material usinado, em altos avanços, causará o aumento da resistência ao corte nos planos de cisalhamento e, portanto, aumento da temperatura de corte.

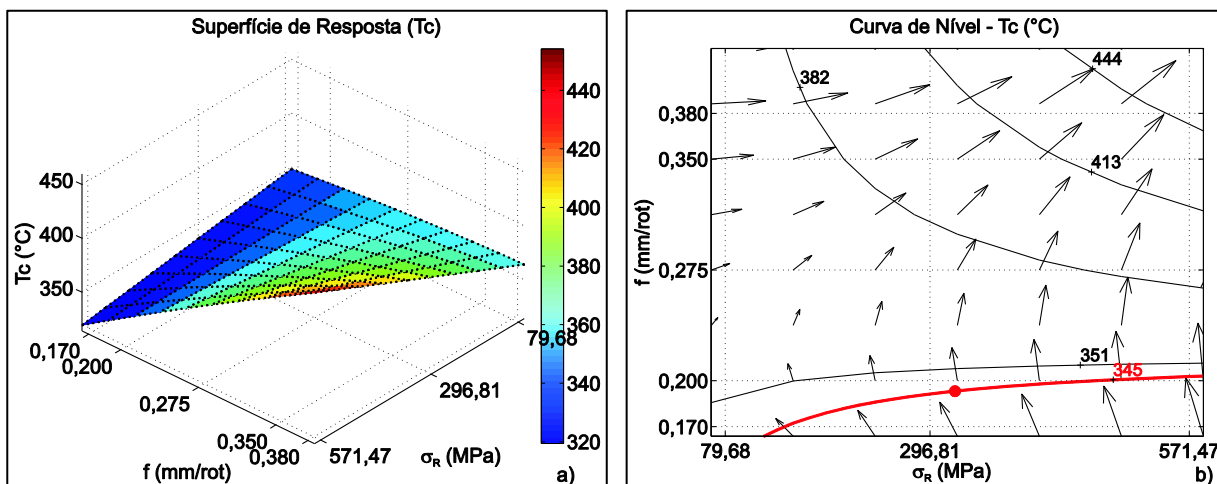


Figura 5.40 - a) Superfície de resposta T_c (f , σ_R); b) Curva de nível T_c (f , σ_R)

A Figura 5.40b mostra a elevação da taxa de crescimento da temperatura de corte ($\sqrt{(\partial T_c / \partial f)^2 + (\partial T_c / \partial \sigma_R)^2}$), com a combinação de altos avanços e altas resistências mecânicas, que favorece a taxa de crescimento da geração de calor na região de corte, devido à intensificação dos esforços de corte nos planos de cisalhamentos. Grzesik (1999) sugeriu que a razão entre a temperatura de corte (T_c) e o comprimento de contato (L_c) (fator da carga térmica) pode ser reduzida pela diminuição da força de fricção (F_t).

A Figura 5.41a mostra o aumento da força de usinagem (F_u), com incrementos no alongamento ($+\partial A_r$) e decrementos na velocidade de corte ($-\partial V_c$); ou incrementos na velocidade de corte ($+\partial V_c$) e decrementos no alongamento ($-\partial A_r$), sendo que, com baixos alongamentos, o efeito da velocidade de corte é maior ($\partial F_u / \partial V_c > \partial F_u / \partial A_r$); e com baixas velocidades de corte, o efeito do alongamento é maior ($\partial F_u / \partial A_r > \partial F_u / \partial V_c$). O maior efeito da velocidade de corte sobre a força de usinagem pode ser devido à elevação da taxa de deformação na região de corte, que, embora aumente a temperatura, teve um maior efeito sobre o aumento na resistência ao corte - como também atestada por Yousefi e Ichida (2000). Também Chang e Bone (2009), através da verificação experimental da modificação do modelo de Johnson-Cook, mostrou a dependência do limite de resistência ao cisalhamento nos planos primário ($\tau = 2^{-1} \cdot [247,5 + 77,4 \cdot \epsilon^{0,676}][1 + C \cdot \ln(\dot{\epsilon}/0,01)]$) [MPa], em relação à constante adimensional ($C = 0,058 - 0,194 \cdot h - 0,003 \cdot V_c$ [mm/s]), deformação ($\epsilon_{tp} = \cos \gamma_o / \sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma_o)$) e da taxa de deformação ($\partial \epsilon_{tp} = \partial V_c \cdot \cos \gamma_o / 0,005 \cdot \cos[\phi - \gamma_o]$), cujos aumentos podem elevar a resistência ao cisalhamento nos planos primário e secundário. Em contrapartida, se a ductilidade se elevar significativamente, a área de contato cavaco -

ferramenta ou comprimento de contato (L_c) aumentará, o que poderá provocar a elevação da força de corte, principalmente em condições de baixas velocidades de corte (encruamento), o que poderá elevar o coeficiente de atrito ($\mu = \text{força normal } A_f / \text{força de paralela a } A_f$) na zona de cisalhamento secundária, conforme Liew *et al.* (1998).

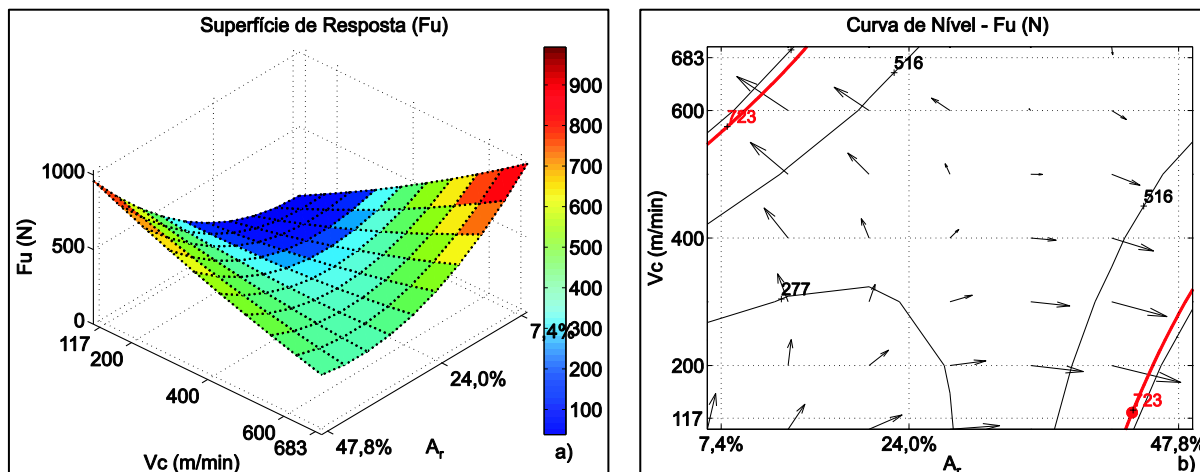


Figura 5.41 - a) Superfície de resposta F_u (V_c , A_r); b) Curva de nível F_u (V_c , A_r)

A Figura 5.41b mostra que a taxa de crescimento da força de usinagem ($\sqrt{(\partial F_u / \partial A_r)^2 + (\partial F_u / \partial V_c)^2}$) acelera-se em situações de altas velocidades de corte e de baixos alongamentos; ou em baixas velocidades de corte e em altos alongamentos. De um lado pode estar havendo a reação da alta taxa de deformação sobre o aumento da resistência ao cisalhamento; e, do outro, o efeito da baixa taxa de deformação sobre o aumento da resistência (encruamento), associado com grandes áreas dos planos de cisalhamento. Ambas podem ser situações críticas para resistência ao corte nos planos de cisalhamento.

Na Figura 5.42a vê-se que a potência de usinagem (N_e) cresce com acréscimos na velocidade de corte ($+\partial V_c$) e no alongamento ($+\partial A_r$), sendo que em altos alongamentos, o efeito da velocidade de corte é maior ($\partial N_e / \partial V_c > \partial N_e / \partial A_r$); e em altas velocidades de corte, o efeito do alongamento é maior ($\partial N_e / \partial A_r > \partial N_e / \partial V_c$). Isso pode estar ocorrendo, pois, como já se consome grande energia (esforço de corte) para se usinar um material muito dúctil, qualquer aumento da velocidade de corte passa a ser o principal fator responsável pela intensificação do consumo de energia no processo de corte. Da mesma forma, se já se está consumindo energia para se manter determinadas velocidades de corte, qualquer aumento na ductilidade passa a ser o principal fator responsável pela intensificação da energia no processo de corte. Embora essa usinagem seja em furação da liga de alumínio B319, Dasch

et al. (2006) registraram o aumento da potência de usinagem, devido ao aumento da adesividade gerada pelo aumento da ductilidade, com o aumento da temperatura na região de corte.

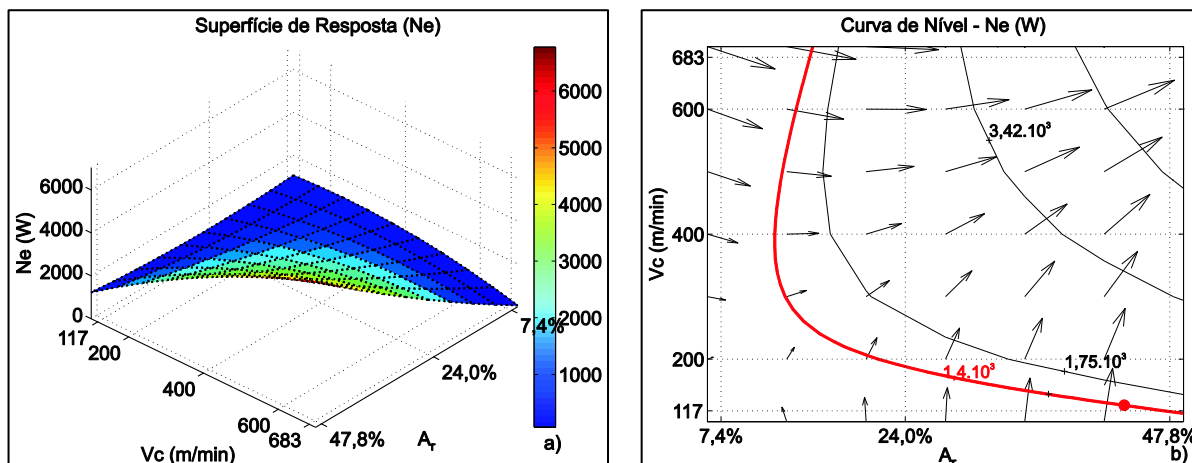


Figura 5.42 - a) Superfície de resposta N_e (V_c , A_r); b) Curva de nível N_e (V_c , A_r)

Na Figura 5.42b, a taxa de crescimento da potência de usinagem ($\sqrt{(\partial N_e / \partial A_r)^2 + (\partial N_e / \partial V_c)^2}$) acelera-se em condições de altas velocidades de corte e alongamentos, pois essa combinação exige o aumento simultâneo da energia necessária para se rotacionar a peça ($n = V_c \cdot 1000 / \pi \cdot \phi$), e da energia necessária para se vencer a resistência ao corte nos planos de cisalhamento ($\partial w = F_z \cdot \partial \delta + F_t \cdot \partial \delta$), devido ao aumento da ductilidade (maiores áreas dos planos de cisalhamento).

Na Figura 5.43a, observa-se o aumento da temperatura de corte (T_c), com decrementos na profundidade de corte ($-\partial a_p$) e com valores intermediários de alongamento (A_r), tendo este maior efeito sobre a temperatura de corte ($\partial T_c / \partial A_r > \partial T_c / \partial a_p$), pois a capacidade de geração de calor com o aumento das forças friccionais (F_z e F_t), devido ao aumento da ductilidade, supera a capacidade de geração de calor, devido ao esforço causado pela variação das áreas dos planos de cisalhamento. Quanto a isso, Dwivedi *et al.* (2008) comentam que o aumento da ductilidade aumenta o contato cavaco – ferramenta, o que pode aumentar o calor de atrito (esforço friccional) na interface cavaco – ferramenta e, portanto, aumentar a temperatura de corte. Mesmo fenômeno quanto a variação da temperatura de corte em função da profundidade de corte (a_p), já foi explicado para a Fig. 5.34a.

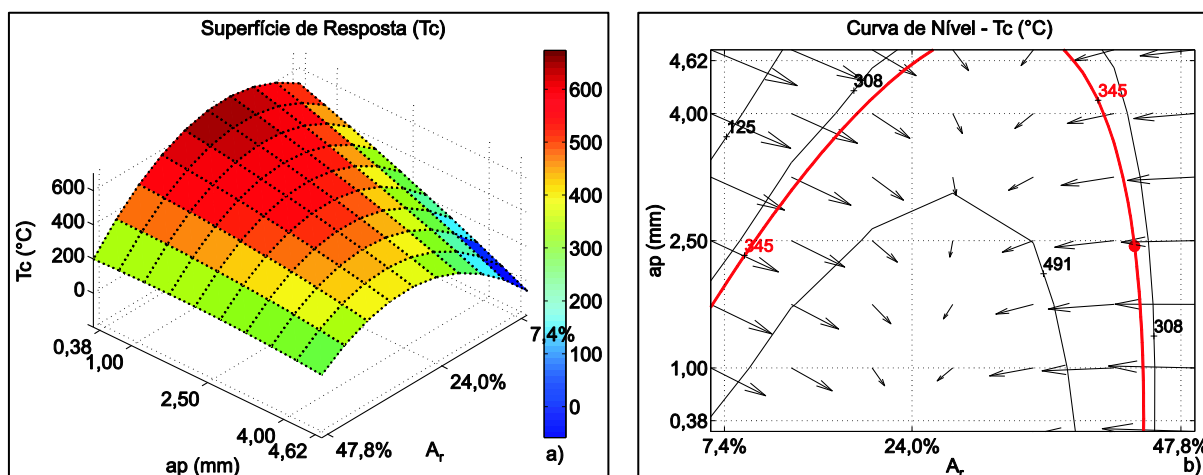


Figura 5.43 - a) Superfície de resposta T_c (a_p , A_r); b) Curva de nível T_c (a_p , A_r)

Na Figura 5.43b pode ser vista a desaceleração da temperatura de corte ($\sqrt{(\partial T_c / \partial a_p)^2 + (\partial T_c / \partial A_r)^2}$), em condições de baixas profundidades, pois, provavelmente, ocorreu grande concentração de calor, em virtude das menores áreas dos planos de cisalhamento, que diminui a resistência ao cisalhamento para futuros cortes.

A Figura 5.44a mostra o aumento da rugosidade (R_a), com incrementos na profundidade de corte ($+\partial a_p$) e no alongamento ($+\partial A_r$), tendo este maior efeito sobre a rugosidade ($\partial R_a / \partial A_r > \partial R_a / \partial a_p$), em condições de alta ductilidade; e a profundidade de corte, maior efeito sobre a rugosidade ($\partial R_a / \partial a_p > \partial R_a / \partial A_r$), em situações de baixa ductilidade. Isso ocorre, porque em situações de alta ductilidade, a capacidade de gerar grande empastamento e, portanto, a liberação de materiais da ferramenta, pode estar aumentando consideravelmente. Calatoru *et al.* (2008) afirmam que, devido à alta temperatura, tensão, velocidade do cavaco e fricção na região de corte, há possibilidade de coexistirem fases líquidas e sólidas na região de corte, e, portanto, elementos fundidos, quimicamente ativos da liga, entraram em contato com a superfície ativa da ferramenta de corte. Dwivedi *et al.* (2008), no corte ortogonal da liga de alumínio mais dúctil (LM13), constataram a tendência de acúmulo de material na superfície de corte da ferramenta; enquanto que, na liga mais dura (LM28), cavacos muitos pequenos e fragmentados, o que indicou menor adesividade na superfície de corte da ferramenta. Já, em baixa ductilidade, talvez, a principal causa de empastamento da ferramenta seja a concentração de calor na região de corte, com a redução da profundidade de corte. Quanto a isso, Yoshimura *et al.* (2006), no corte ortogonal da liga de alumínio (Si 5,97%, Cu 3%, Mg 0,34%, Mn 0,29%), constataram o aumento da rugosidade da superfície usinada da peça, devido à periódica liberação de

material aderido na superfície de corte da ferramenta, em virtude do aumento do coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta, e também do avanço.

A Figura 5.44a apresenta uma pequena região de combinações de profundidade e de alongamento, onde a rugosidade (R_a) apresenta valores negativos. Isto se deve ao fato que o modelo apresenta um erro estatístico. Além disso, pelo fato de se fixar os níveis da resistência mecânica, da dureza, da velocidade de corte e do avanço no nível ótimo (σ_{R0} , H_{d0} , V_{c0} , f_0), para se verificar a influência da profundidade de corte (a_p) e do alongamento (A_r) sobre a rugosidade (R_a).

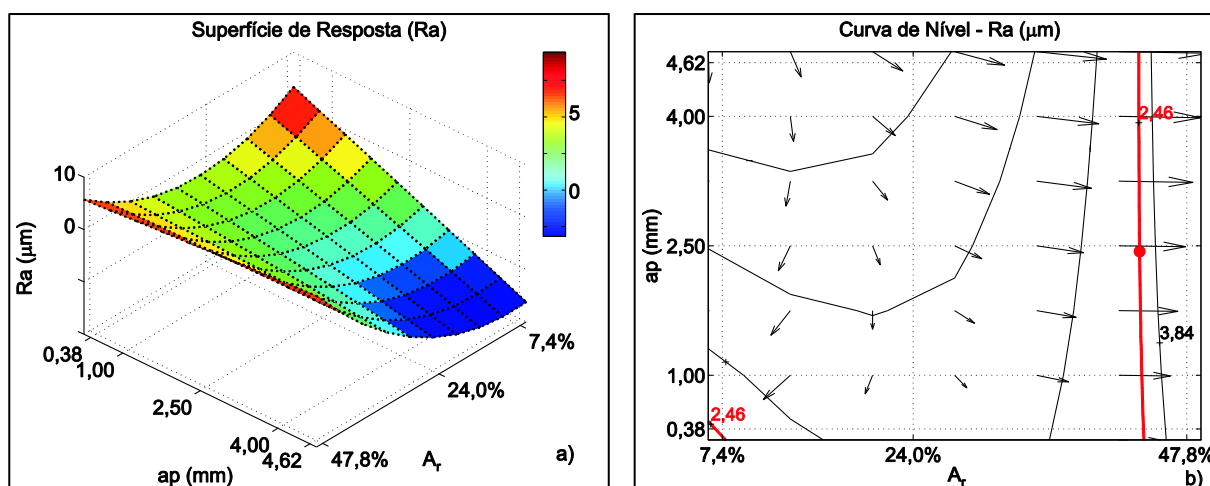


Figura 5.44 - a) Superfície de resposta R_a (a_p , A_r); b) Curva de nível R_a (a_p , A_r)

Na Figura 5.44b se vê a aceleração da taxa de crescimento da rugosidade ($\sqrt{(\partial R_a / \partial a_p)^2 + (\partial R_a / \partial A_r)^2}$), com o aumento da profundidade de corte e do alongamento, pois essa combinação intensifica o encruamento do material usinado nos planos de cisalhamento e sobre a superfície de corte da ferramenta, causando adesividade nela, grande vibração; e, portanto, aumento da rugosidade da superfície usinada. Liew *et al.* (1998), na usinagem do alumínio puro ($\gamma_0 = 6^\circ$), constataram espalhamento lateral do material usinado sobre a ferramenta de corte por causa de sua extrema ductilidade e devido à perda da condição plana de deformação. Rubio *et al.* (2005) deixam claro que, quanto mais longos os cavacos, como os que ocorrem na usinagem de ligas de alumínio de alta ductilidade, maior é a probabilidade de causarem danos superficiais à peça, que podem aumentar a rugosidade da superfície usinada. Demir e Gündüz (2009), em condições de usinagem, em ligas de alta ductilidade, verificaram grande acúmulo de material sobre a superfície de corte da ferramenta. Dwivedi *et al.* (2008) consideram que o aumento da ductilidade implica em empastamento de material sobre a superfície de corte; e, portanto, maior será a rugosidade

da superfície usinada. Além disso, cabe ressaltar que a variação do tamanho e da forma do material acumulado sobre a superfície da ferramenta, em função do material usinado e das condições de corte, muda o sistema de tensões que atua sobre ele, causando seu rompimento sobre a superfície de corte da ferramenta (TASH *et al.*, 2007).

A Figura 5.45a mostra a elevação da temperatura de corte (T_c), com incrementos no avanço ($+\partial f$), em situações intermediárias de alongamento (A_r), tendo este maior efeito sobre a temperatura de corte ($\partial T_c / \partial A_r > \partial T_c / \partial f$). Isso pode ser explicado pelo fato de que tanto o aumento da ductilidade quanto sua redução é favorável ao aumento da temperatura de corte – a primeira, por favorecer o aumento da força friccional (F_t) no plano de cisalhamento secundário; e a segunda, por favorecer o aumento da força de cisalhamento (F_z) no plano primário, e, assim, a carga térmica na região de corte, pela redução do comprimento de contato (L_c). Contudo, a contribuição da redução da ductilidade no aumento da temperatura de corte parece ser maior.

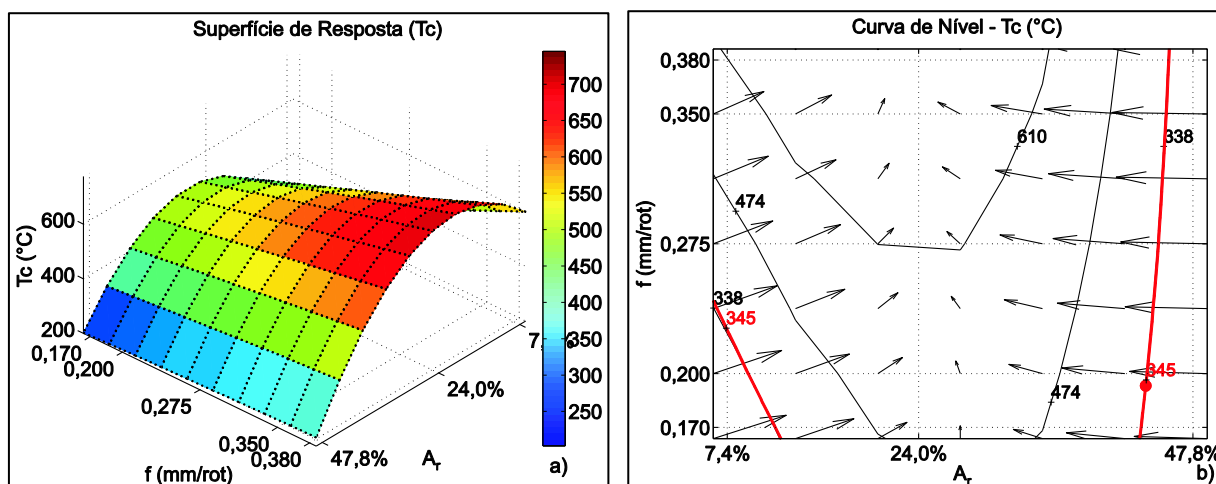


Figura 5.45 - a) Superfície de resposta T_c (f , A_r); b) Curva de nível T_c (f , A_r)

A Figura 5.45b mostra desaceleração da taxa de crescimento da temperatura de corte ($\sqrt{(\partial T_c / \partial f)^2 + (\partial T_c / \partial A_r)^2}$), com a combinação de altos avanços e alongamentos intermediários, pois o aumento do avanço favorece a geração de calor na região de corte, o que reduz o esforço de cisalhamento para futuros cortes. Dimla Sr (2004) afirma que o aumento da taxa de remoção do material resulta no aumento da temperatura de corte, que, por sua vez, faz com que o material usinado se deforme e flua facilmente; com isso menores forças são necessárias para cisalhá-lo. Keong Ng *et al.* (2006), no torneamento ortogonal da liga de alumínio 7075-T6, registraram aumento do coeficiente de atrito ($\mu = F_t + F_c \cdot \tan \gamma_0 / F_c$ -

$F_t \cdot \tan \gamma_0$), com o aumento do avanço; contudo, com o aumento acentuado do avanço, houve uma desaceleração da taxa de crescimento do coeficiente de atrito, pois ocorreu amaciamento do material na interface.

5.8. Regressões Globais II (H_d , V_c , a_p e f)

Considerando que a dureza dos materiais é a propriedade mais comum e fácil de se obter, foi proposto o levantamento de modelos que levem em consideração apenas essa propriedade, juntamente com as condições de corte. Assim, a nova matriz **X** de níveis dos termos do modelo de regressão, e **Y** dos níveis das repostas (y_i), foi montada como feito para regressão anterior. Desta forma, a matriz **X** apresentou as colunas dos níveis, dos termos principais, das interações e dos quadráticos: β_0 , H_d , V_c , a_p , f , $H_d \cdot V_c$, $H_d \cdot a_p$, $H_d \cdot f$, $V_c \cdot a_p$, $V_c \cdot f$, $a_p \cdot f$, H_d^2 , V_c^2 , a_p^2 e f^2 ; e **Y**, a coluna dos níveis da resposta investigada.

A estimação dos coeficientes de regressão $\beta_{je(k+1) \times 1}$ (k = número de regressores) dos modelos de regressão envolvendo as atuais variáveis de entrada, bem como a adequabilidade destes, foi verificada, semelhante ao realizado anteriormente.

5.8.1. Análise de Regressão Global II (H_d , V_c , a_p e f)

A Tabela 5.26 apresenta a análise de regressão da matriz **X** e **Y**. Nela são apresentados os p-níveis dos termos significativos dos modelos, coeficiente de correlação R^2 , R^2 ajustado e p-níveis do modelo, para cada resposta (y_i). Nessa análise, pode-se observar que os modelos apresentaram um $R^2 > 0,85$ e p-níveis do modelo $< 10^{-5}$. Isso indica que os mesmos têm boa capacidade de explicar a variabilidade dos valores observados.

Tabela 5.26 – Análise de regressão global II

		y_i			
		F_u	N_e	T_c	R_a
p-níveis	Intersecção	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	H_d	$< 10^{-5}$	NS	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$
	V_c	$< 10^{-4}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS
	a_p	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS	NS
	f	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	0,015	$< 10^{-5}$
	$H_d \cdot V_c$	NS	NS	NS	NS

$H_d \cdot a_p$	0,049	NS	NS	NS
$H_d \cdot f$	NS	NS	NS	$< 10^{-5}$
$V_c \cdot a_p$	NS	$< 10^{-5}$	NS	NS
$V_c \cdot f$	NS	$< 10^{-3}$	NS	NS
$a_p \cdot f$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	NS	NS
H_d^2	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-4}$	$< 10^{-5}$
V_c^2	NS	$< 10^{-3}$	NS	NS
a_p^2	NS	$< 10^{-3}$	0,033	NS
f^2	NS	NS	NS	$< 10^{-3}$
R^2	0,951	0,981	0,897	0,900
R^2_{ajustado}	0,947	0,979	0,891	0,893
p-nível do modelo	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$	$< 10^{-5}$

NS: Não Significativo

As Equações 5.2 a 5.5 apresentam os modelos de regressão para F_u , N_e , T_c e R_a , respectivamente.

$$F_u = 454 - 39 \cdot H_d - 32 \cdot V_c + 111 \cdot f + a_p \cdot (320 - 18 \cdot H_d + 69 \cdot f) + 78 \cdot H_d^2 \quad 5.2$$

$$N_e = 3993 + V_c \cdot (1826 + 934 \cdot a_p + 209 \cdot f - 208 \cdot V_c) + a_p \cdot (2167 + 372 \cdot f - 222 \cdot a_p) + 778 \cdot f + 408 \cdot H_d^2 \quad 5.3$$

$$T_c = 527 + 78 \cdot H_d + 41 \cdot V_c + 10 \cdot f - 18 \cdot H_d^2 - 10 \cdot a_p^2 \quad 5.4$$

$$R_a = 2,97 + 0,75 \cdot H_d + 1,75 \cdot f - 0,441587 \cdot H_d \cdot f + 0,462698 \cdot H_d^2 + 0,3094 \cdot f^2 \quad 5.5$$

5.8.2. Análise Residual dos Modelos de Regressão II (H_d , V_c , a_p e f)

As Figuras 5.46a – 5.46b apresentam o comportamento dos valores residuais versus valores previstos, para os modelos de regressão das Eq. 5.2 – 5.5, respectivamente. Neles são vistos que os resíduos (sobrepontos) estão aleatoriamente distribuídos em torno do valor residual igual a zero ($E[e] \sim \text{zero}$), o que, juntamente com os valores dos coeficientes de correlação R^2 e p-níveis do modelo $< 5\%$, indicam que os modelos são confiáveis para os estudos de predições das respostas (y_i).

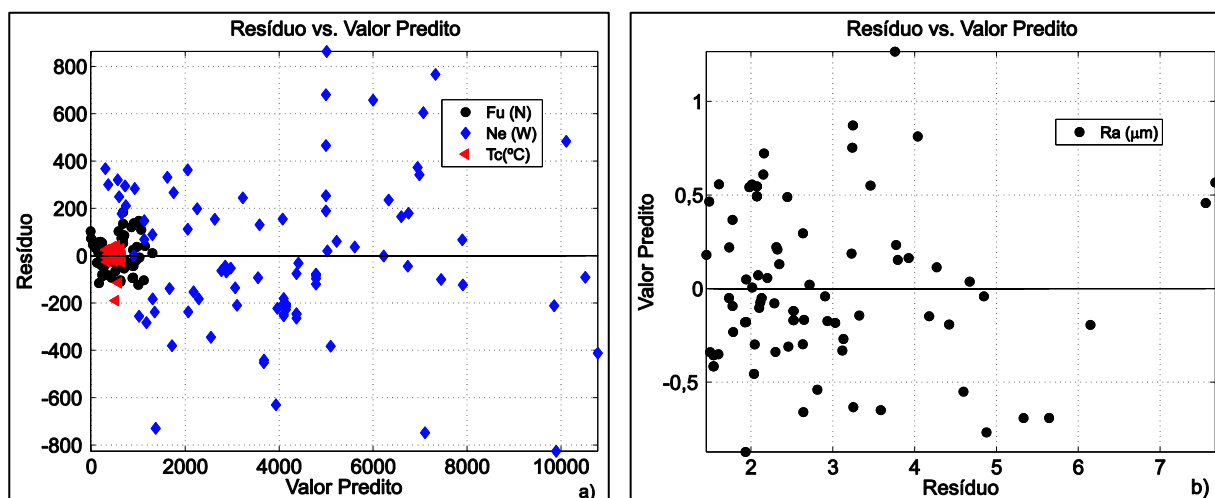


Figura 5.46 – Valor predito vs. resíduo dos modelos: a) F_u ; b) N_e ; c) T_c ; d) R_a

5.8.3. Validação dos Modelos da Regressão Global II (H_d , V_c , a_p e f)

Apesar de os modelos das Eq. 5.2 a 5.5 serem considerados confiáveis para predição das respostas (y_i) - isso foi confirmado através da comparação entre os valores observados e preditos para cada resposta (y_i), de acordo com tratamentos envolvendo a dureza (H_d), a velocidade de corte (V_c), a profundidade de corte (a_p) e o avanço (f), estabelecidas na Tab. 5.23.

As Figuras 5.47a - 5.47d apresentam, para cada ensaio (ver Tab. 5.23), as curvas de valores preditos (y_{ie}) e observados (y_i), para a força de usinagem (F_u), a potência de usinagem (N_e), a temperatura de corte (T_c) e a rugosidade (R_a), respectivamente. Nota-se grande concordância entre os valores preditos e observados, indicando um bom ajuste dos modelos obtidos.

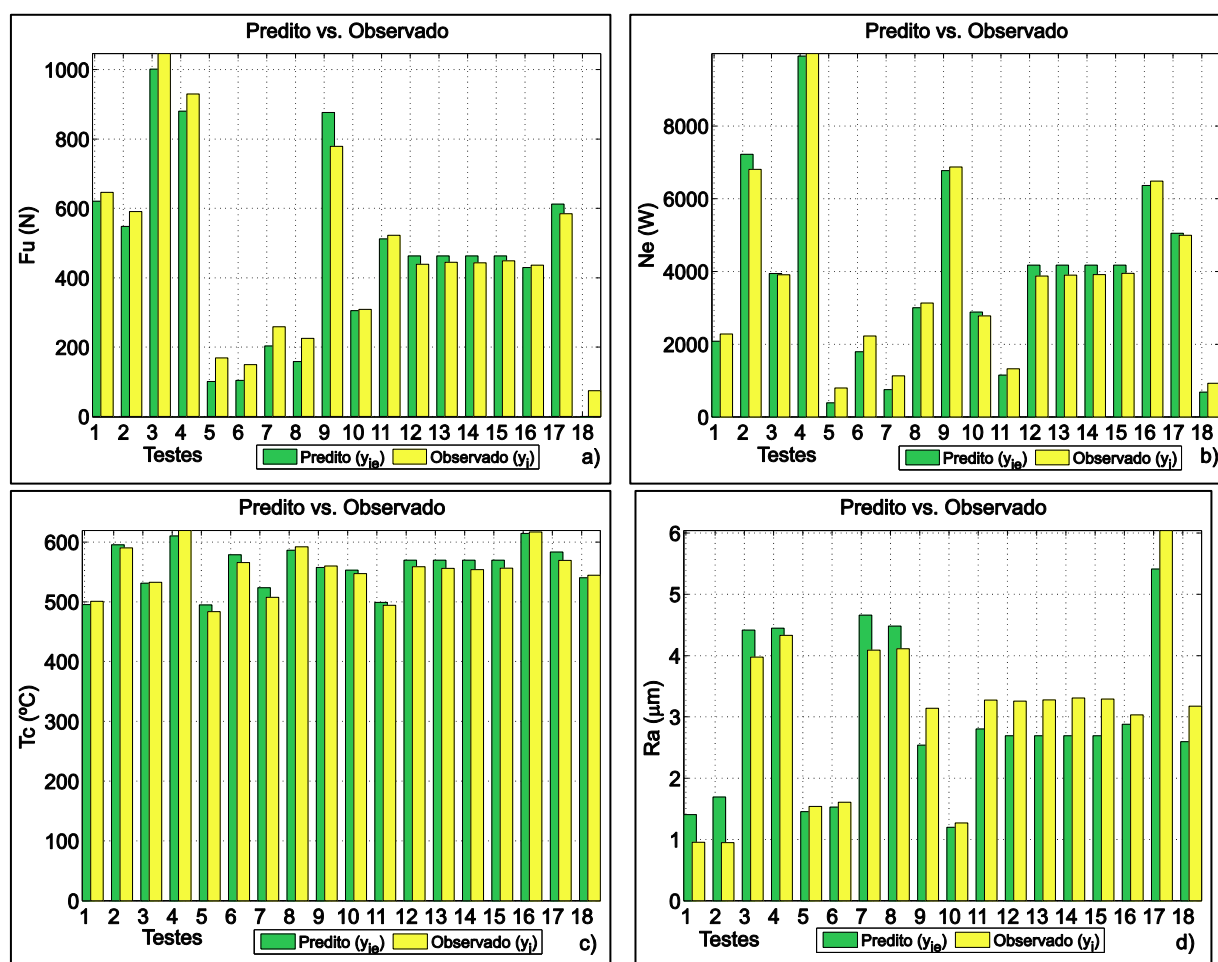


Figura 5.47 – Valores preditos vs. observados por ensaio: a) F_u ; b) N_e ; c) T_c ; d) R_a

A Tabela 5.27 apresenta as análises de variância (único fator) dos resultados dos valores preditos (y_{ie}) e observados (y_i), para as características de usinabilidade (Fig. 5.47a - 5.47d). Ela mostra, para cada reposta (y_i), não haver diferença estatística significativa entre os valores preditos (y_{ie}) e observados (y_i), pois os p-níveis $\gg 5\%$.

Tabela 5.27 – Análise de variância do valor predito e observado para respostas (y_i)

Testes de Significância						
		SQ	GL	MQ	F_0	p-nível
F_u	Intercessão	7745819	1	7745819	103,799	$< 10^{-6}$
	Respostas	2401	1	2401	0,0322	0,858
	Erro	2537170	34	74623
N_e	Intercessão	528670751	1	528670751	83,510	$< 10^{-6}$
	Respostas	10154	1	10154	0,00160	0,968
	Erro	215241010	34	6330618
T_c	Intercessão	11095353	1	11095353	7725,636	$< 10^{-6}$
	Respostas	234	1	234	0,163	0,688

	Erro	48830	34	1436
	Intercessão	317,26	1	317,2696	186,436	$< 10^{-6}$
R _a	Respostas	0,152	1	0,1522	0,0895	0,766
	Erro	57,85	34	1,708

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

Neste trabalho foram investigadas as influências das condições de corte (V_c , a_p , f e lub) e das propriedades mecânicas (σ_R , A_r e H_d) sobre as características de usinabilidade (F_u , N_e , T_c , R_{ug} e V_b) das ligas de alumínio. Este processo investigatório envolveu técnicas de análise microestrutural e de propriedades mecânicas, análises de efeitos fatoriais com planejamento fatorial 2^k , modelagens com planejamento composto central, regressão múltipla e otimização multirespostas. As principais conclusões tiradas são listadas a seguir.

Por meio de análise microestrutural e de microscopia óptica, realizadas em três regiões distintas das secções transversais das ligas de alumínio, foi verificado insignificante variação entre elas. Na liga mais dúctil (1350-O), apesar de presença da fase Fe-Si-Al, devido à sua baixa concentração e ao processo de recozimento que a liga sofreu, não houve contribuição para o aumento da resistência mecânica. Nas ligas 6082-T4, 6262-T6 e 6351-T6, foi verificada a presença de finos precipitados, do tipo Mg_2Si , responsáveis pelos seus endurecimentos, à medida que as ligas passaram por um processo de precipitação. Nas ligas 7075-T73 e 7075-T6, a principal contribuição ao endurecimento (H_d) veio dos finos precipitados de $MnZr_2$. De todas as ligas investigadas, as que possuíam maiores níveis de resistência mecânica (σ_R e H_d) e menores níveis de alongamento (A_r) foram as 7075-T73 e 7075-T6; enquanto que as ligas 6082-T4, 6262-T6 e 6351-T6 apresentaram níveis intermediários de resistência mecânica (σ_R e H_d) e alongamento (A_r); e a liga 1350-O apresentou o menor nível de resistência mecânica (σ_R e H_d), com altíssimo alongamento (A_r).

No planejamento fatorial 2^k foi verificado que as características de usinabilidade (respostas: y_i) foram bastante afetadas pela variação individual dos fatores (x_i : V_c , a_p , f , lub e Liga), e a interação desses fatores ($x_i x_j$) causou pronunciada variação das respostas. De maneira geral, quanto ao efeito das variações dos fatores principais sobre as características

de usinabilidade, observou-se o mesmo comportamento relatado pela literatura, como, por exemplo, redução das forças de usinagem com o aumento da velocidade de corte.

Todavia, a interação do aumento da resistência ($+\partial\sigma_R$) com o aumento da velocidade de corte ($+\partial V_c$) causou o aumento da força de usinagem (F_u) e da potência de usinagem (N_e). A interação do aumento da resistência ($+\partial\sigma_R$) com o aumento da profundidade de corte ($+\partial a_p$) causou o aumento da temperatura de corte (T_c) e da rugosidade (R_a e R_z). A interação do aumento da resistência ($+\partial\sigma_R$) com o aumento do avanço ($+\partial f$) causou o aumento da vibração (V_b). A interação do aumento da velocidade de corte ($+\partial V_c$) com o aumento da profundidade de corte ($+\partial a_p$) causou a redução da força de usinagem (F_u), mas com um aumento na potência de usinagem (N_e) e da vibração (V_b). A interação do aumento da velocidade de corte ($+\partial V_c$) com o aumento do avanço ($+\partial f$) causou a redução da força de usinagem (F_u), mas com o aumento da potência de usinagem (N_e). A interação do aumento da profundidade de corte ($+\partial a_p$) com o aumento do avanço ($+\partial f$) causou o aumento da força de usinagem (F_u), da potência de usinagem (N_e), da vibração (V_b) e das rugosidades (R_a , R_z e R_q). A interação do aumento da profundidade de corte ($+\partial a_p$) com a variação da condição de lubri-refrigeração seco-úmida causou o aumento da temperatura de corte (T_c).

As análises de curvas de níveis e de vetor gradiente dos modelos de 2ª ordem das respostas (y_i), gerados através do planejamento composto central (PCC), em função de x_i : V_c , a_p e f , mostraram que a direção de crescimento da força de usinagem (F_u) ocorreu com o aumento do avanço ($+\partial f$) e da profundidade de corte ($+\partial a_p$) e com a redução da velocidade de corte ($-\partial V_c$), mas o efeito da profundidade de corte foi maior. A direção de crescimento da potência de usinagem (N_e) ocorreu com o aumento do avanço ($+\partial f$), da profundidade de corte ($+\partial a_p$) e da velocidade de corte ($+\partial V_c$), tendo esta maior efeito. A direção de crescimento da temperatura de corte (T_c) ocorreu com o aumento da profundidade de corte ($+\partial a_p$), do avanço ($+\partial f$) e da velocidade de corte ($+\partial V_c$), tendo esta maior efeito. A direção de crescimento da rugosidade (R_a) ocorreu com a redução da velocidade de corte ($-\partial V_c$) e com o aumento da profundidade de corte ($+\partial a_p$) e do avanço ($+\partial f$), tendo esta maior efeito. A direção de crescimento da vibração (V_b) ocorreu com o aumento da velocidade de corte ($+\partial V_c$), da profundidade de corte ($+\partial a_p$) e do avanço ($+\partial f$),

tendo este maior efeito. Estes resultados confirmaram o comportamento das interações encontrados nas análises de efeitos fatoriais.

Ainda com os tratamentos do planejamento composto central, estudos de controle do cavaco e de desgastes e avarias de ferramentas foram realizados. Os estudos de controle do cavaco mostraram a grande influência das condições de corte (V_c , a_p e f) e das propriedades mecânicas sobre a variação dos tipos e das formas do cavaco. Neste estudo foi constatado que as ligas de alumínio com maiores níveis de ductilidade apresentaram cavacos mais longos, com altos graus de recalque (R_c); enquanto que ligas de alumínio com maiores níveis de dureza tenderam a apresentar cavacos em pedaços. Além disso, das condições de corte, o aumento do avanço foi o que tendeu a gerar cavacos mais controláveis. Nos estudos de desgastes e avarias das ferramentas constatou-se que, embora as ferramentas de corte fossem submetidas às condições extremas de usinagem, elas não apresentaram significativos desgastes e avarias que pudessem influenciar as características de usinabilidade.

Na regressão múltipla, através de um modelo de 2ª ordem, foi realizado um estudo da influência da resistência mecânica (σ_R), do alongamento (A_r), da dureza (H_d), da velocidade de corte (V_c), da profundidade de corte (a_p) e do avanço (f) (entradas) sobre a força de usinagem, a potência de usinagem, a temperatura de corte e a rugosidade (saídas). As validações desses modelos apresentaram grande proximidade entre valores preditos (y_{ie}) e observados (y_i), o que indicou a confiabilidade neles para predição. Com esses modelos, através de superfície de respostas, curvas de níveis e gradiente, foi verificado o comportamento das saídas em função das entradas. Neste estudo, de maneira geral, verificou-se que, individualmente, as entradas influenciaram as características de usinabilidade conforme relatado na literatura. Quanto às interações, observaram-se as combinações que pioraram a usinabilidade das ligas de alumínio, ou seja, segundo a direção de crescimento do vetor gradiente (∇y_i). A força de usinagem (F_u) piorou com combinações da redução da velocidade de corte, com o aumento do avanço, da profundidade de corte, da resistência e do alongamento $\{(\Delta \downarrow V_c, \Delta \uparrow f), (\Delta \downarrow V_c, \Delta \uparrow a_p), (\Delta \downarrow V_c, \Delta \uparrow \sigma_R), (\Delta \downarrow V_c, \Delta \uparrow A_r)\}$; combinações do aumento da profundidade de corte com o aumento do avanço $\{\Delta \uparrow a_p, \Delta \uparrow f\}$ e combinação do aumento da velocidade de corte com a redução do alongamento $\{(\Delta \uparrow V_c, \Delta \downarrow A_r)\}$. A potência de usinagem (N_e) piorou com as combinações do aumento da velocidade de corte e com o aumento da profundidade de corte, do avanço, da resistência mecânica e do alongamento $\{(\Delta \uparrow V_c, \Delta \uparrow a_p), (\Delta \uparrow V_c, \Delta \uparrow f), (\Delta \uparrow V_c, \Delta \uparrow \sigma_R), (\Delta \uparrow V_c,$

$\Delta\uparrow A_r\}$ e com combinações do aumento do avanço com a profundidade de corte $\{(\Delta\uparrow f, \Delta\uparrow a_p)\}$. A temperatura de corte (T_c) piorou com combinações do aumento do avanço com a redução da profundidade de corte e do alongamento $\{(\Delta\uparrow f, \Delta\downarrow a_p), (\Delta\uparrow f, \Delta\downarrow A_r)\}$; e o aumento da resistência $\{(\Delta\uparrow f, \Delta\uparrow \sigma_R)\}$; com combinações da redução da profundidade de corte, com o aumento da resistência e redução do alongamento $\{(\Delta\downarrow a_p, \Delta\uparrow \sigma_R), (\Delta\downarrow a_p, \Delta\downarrow A_r)\}$. A rugosidade da superfície usinada (R_a) piorou com as combinações do aumento da profundidade de corte, com o aumento do avanço, do alongamento e a redução da resistência $\{(\Delta\uparrow a_p, \Delta\uparrow f), (\Delta\uparrow a_p, \Delta\uparrow A_r), (\Delta\uparrow a_p, \Delta\downarrow \sigma_R)\}$.

Com os modelos da regressão (y_{ie}) múltipla, através da técnica de algoritmo genético, foi realizada uma otimização multiresposta, através da qual foi possível encontrar o ponto ótimo (X_0), que minimizasse simultaneamente todas as respostas: x_0 ($\sigma_R, A_r, H_d, V_c, a_p, f$) = (323 MPa; 44%; 34,5 HV10; 126 m/min; 2,43 mm; 0,19 mm/rot) e y_0 (F_u, N_e, T_c, R_a) = (723 N; 1395 W; 344 °C; 2,47 μ m).

CAPÍTULO VII

SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

O trabalho desenvolvido envolveu o estudo das influências das propriedades mecânicas: limite de resistência (σ_R), alongamento (A_r) e dureza (H_d); e das condições de corte: velocidade de corte (V_c), profundidade de corte (a_p), avanço (f) e lub-refrigeração (lub) sobre as características de usinabilidade (F_c , F_f , F_p , N_e , T_c , R_{ug} e V_b) na usinagem das ligas de alumínio.

Para expandir ainda mais este estudo, em trabalhos futuros, sugere-se a inclusão de variáveis, tais como ângulo de saída (γ_o), ângulo de posição (χ_r) e tipo de material de ferramenta são fatores que podem afetar consideravelmente as características de usinabilidade. Desta forma, a condição ótima derivada do processo de otimização (X_0) poderá ser determinada levando-se em conta essas variáveis.

Uma outra proposta é o estudo da influência do diâmetro de corte da barra (\varnothing) sobre as características de usinabilidade na usinagem das ligas de alumínio em processo de torneamento, pois quanto à usinabilidade desse material, pouco ou quase nada trata sobre esse aspecto, que acredita-se afetar o volume de material que, instantaneamente, atinge a superfície de saída da ferramenta.

Por último, nos mesmos materiais utilizados nesta pesquisa, poder-se-ia realizar um estudo das influências das propriedades mecânicas (σ_R , A_r e H_d), das condições de corte (V_c , a_p , f e lub), da geometria (γ_o , χ_r e r_e) e do material da ferramenta (metal duro, metal duro polido e PCD), sobre a integridade da superfície usinada, incluída à dureza superficial e subsuperficial, bem como as tensões superficiais e subsuperficiais, o que contribuiria muito para o entendimento da influência desses fatores sobre distorções na superfície usinada.

CAPÍTULO VIII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDEL-MAGIF, Y. L.; DAWOUD, M. M. Optimal AGC tuning with genetic algorithms. **Electric Power Systems Research**. v. 38, n. 3, p. 231-238, sep. 1997.

ABDEL-MAGIF, Y. L.; DAWOUD, M. M. Tuning of power system stabilizers using genetic algorithms. **Electric Power Systems Research**. v. 39, n. 2, p. 137-143, nov. 1996.

ABHANG, L. B.; HAMEEDULLAH, M. Chip-Tool Interface Temperature Prediction Model for Turning Process. **International Journal of Engineering Science and Technology**. v. 2, n. 4, p. 382-393, 2010.

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 46, n. 7-8, p. 782–800, jun. 2006.

AGARWAL, H.; GOKHALE, A. M.; GRAHAM, S.; HORSTEMEYER, M. F. Void growth in 6061-aluminum alloy under triaxial stress state. **Materials Science and Engineering**. v. 341, n. 1-2, p. 35-42, jan. 2003.

ALBERTÍ, M.; CIURANA, J.; RODRIGUEZ, C. A. Experimental analysis of dimensional error vs. cycle time in high-speed milling of aluminium alloy. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 47, n. 2, p. 236-246, feb. 2007.

ALCOA. **Certificado de Análise**. 2009.

ANDREWES; C. J. E.; FENG, H.; LAU, W. M. Machining of an aluminum/SiC composite using diamond inserts. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 102, n. 1-3, p. 25-29, may 2000.

ARUMUGAM, P. U., MALSHE, A. P., BATZE, S. A. Dry machining of aluminum–silicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts. **Surface & Coatings Technology**. v. 200, n. 11, p. 3399–3403, mar. 2006.

ASKELAND, D. R.; PHULE, P. P. **The science and engineering of materials**. 5. ed. Mason: Thomson, 2005.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6152**: Materiais metálicos: Ensaio de tração à temperatura ambiente. Rio de Janeiro, 2002.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6163**: Conceitos da Técnica de Usinagem-Geometria da Cunha Cortante-Terminologia. Rio de Janeiro, 1989.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO 4288**: Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil – Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade. Rio de Janeiro, dez. 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR NM ISO 6507-1**: materiais metálicos - ensaio de dureza Vickers. Rio de Janeiro, 2008.

ASTAKHOV, V. P. **Tribology of Metal Cutting**. London: Elsevier, 2006.

ASTAKHOV, V. P.; DAVIM, J. P. **Tools (Geometry and Material) and Tool Wear**. Springer, 2008. Disponível em: <www.springer.com>. Acesso em: 17 dec. 2011.

BARROS NETO, B.; SCARMINIO, I. S.; BRUNS, R. E. **Como fazer experimentos**. 3. ed. Campinas: Editora da Unicamp, 2007.

BASKAR, N.; ASOKAN, P.; SARAVANAN, R.; PRABHAHARAN, G. Selection of optimal machining parameters for multi-tool milling operations using a memetic algorithm. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 174, n. 1-3, p. 239-249, may 2006.

BASTI, A.; OBIKAWA, T.; SHINOZUKA, J. Tools with built-in thin film thermocouple sensors for monitoring cutting temperature. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 47, n. 5, p. 793–798, apr. 2007.

BATZER, S. A.; HAAN, D. M.; RAO, P. D.; OLSON, W. W.; SUTHERLAND, J. W. Chip morphology and hole surface texture in the drilling of cast Aluminum alloys. **Journal of Materials Processing Technology**. v.79, n. 1-3, p.72-78, jul. 1998.

BISHOP, D. P., CAHOON, J. R., CHATURVEDI, M. C.; KIPOUROS, G. J.; CALEY, W. F. On enhancing the mechanical properties of aluminum P:M alloys. **Materials Science and Engineering**. v. 290, n. 1-2, p.16-24, oct. 2000.

BLASER SWISSLUBE. **Vasco 1000**. Disponível em: <www.blaser.com>. Acesso em: jan. 2010.

BONOLLO, F.; Ceschini, L.; GARAGNANI, G. L. Mechanical and Impact Behaviour of (Al₂O₃)p/2014 and (Al₂O₃)p/6061 Al Metal Matrix Composites in the 25-200 °C Range. **Applied Composite Materials**. v. 4, n. 3, p. 173-185, 1997.

BOOTHROYD, G. **Fundamentals of metal machining and machine tools**. London: McGraw-Hill Internacional Book Company, 1981.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W. A. **Fundamentals of machining and machine tools**. 3. ed. USA: Taylor & Francis Group, 2006.

BRAGA, D. U.; DINIZ, A. E.; MIRANDA, G. W. A.; COPPINI, N. L. Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum–silicon alloys. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 122, n. 1, p.127-138, mar. 2002.

BUDD, G. **Resources and Production of Aluminium**. Birmingham: European Aluminium Association, 1999. Disponível em: <www.eaa.net/eea/education/TALAT/1000/1100.htm>. Acesso em: 23 abr. 2009.

CALATORU, V. D.; BALAZINSKI, M.; MAYER, J. R. R.; PARIS, H.; L'ESPÉRANCE, G. Diffusion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminum alloy with carbide end mills. **Wear**. v. 265, n. 11-12, p.1793-1800, nov. 2008.

CALLISTER, W. D. **Materials science and engineering: an introduction**. 7. ed. USA: John Wiley & Sons, 2007.

CANTERO, J. L.; TARDÍO, M. M.; CANTELI, J. A.; MARCOS, M.; MIGUÉLEZ, M. H. Dry drilling of alloy Ti–6Al–4V. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 45, n. 11, p.1246-1255, sep. 2005.

CASTRO, G.; ALMEIDA, F. A.; OLIVEIRA, F. J.; FERNANDES, A. J. S.; SACRAMENTO J.; SILVA, R. F. Dry machining of silicon–aluminium alloys with CVD diamond brazed and directly coated Si₃N₄ ceramic tools. **Vacuum**. v. 82, n. 12, p.1407-1410, aug. 2008.

CERRI, E.; EVANGELISTA, E. **Metallography of Auminium alloys**. European Aluminum Association, 1999. 20p. Apostila.

CHAMBERS, A. R. The machinability of light alloy MMCs. **Composites part A: Applied Science and Manufacturing**. v. 27, n. 2, p.143-147, 1996.

CHANG, S. S. F; BONE, G. M. Thrust force model for vibration-assisted drilling of aluminum 6061-T6. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 49, n. 14, p. 1070-1076, nov. 2009.

CHERN; G.; CHANG, Y. Using two-dimensional vibration cutting for micro-milling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 46, n. 6, p.659-666, may 2006.

CHILDS, T.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. **Metal Machining: Theory and Applications**. London: Arnold, 2000.

CHIRITA, G.; STEFANESCU, I.; SOARES, D.; SILVA, F. S. Influence of vibration on the solidification behaviour and tensile properties of an Al–18 wt%Si alloy. **Materials and Design**. v. 30, n. 5, p. 1575–1580, may 2009.

CIFTCI, I.; TURKER, M.; SEKER, U. CBN cutting tool wear during machining of particulate reinforced MMCs. **Wear**. v. 257, n. 9-10, p.1041-1046, nov. 2004a.

CIFTCI, I.; TURKER, M.; SEKER, U. Evaluation of tool wear when machining SiCp-reinforced Al-2014 alloy matrix composites. **Materials and Design**. v. 25, n.3, p. 251-255, may. 2004b.

COCK, T. **Aluminium - A Light Metal: A Brief Introduction to Aluminium**. European Aluminium Association, 1999. 10 p. Apostila.

COELHO, R. T.; YAMADA, S.; ASPINWALL, D. K.; WISE, M. L. H. THE APPLICATION OF POLYCRYSTALLINE DIAMOND (PCD) TOOL MATERIALS WHEN DRILLING AND REAMING ALUMINIUM BASED ALLOYS INCLUDING MMC. **Int. J. Mach. Tools Manufact.** v. 35, n. 5, p.761-774, may 1995.

COLDWELL, H. L.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K.; RENEVIER, N. M.; TEER, D. G. The use of softylubricating coatings when dry drilling BS L168 aluminium alloy. **Surface and Coatings Technology**. v. 177–178, p.716-726, jan. 2004.

CORREIA, D. S.; GONÇALVES C. V.; DA CUNHA S. S. JR; FERRARESI, V. A. Comparison between genetic algorithms and response surface methodology in GMAW welding optimization. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 160, n. 1, p. 70-76, mar. 2005.

COURTNEY, T. H. **Mechanical Behavior of Materials**. New York: McGraw-Hill, 1990.

COUTINHO, T. A. **Metalografia de não ferrosos: análise prática**. São Paulo: Edgar Blucher, 1980. 128 p.

CUS, F.; MILFELNER, M.; BALIC, J. An intelligent system for monitoring and optimization of ball-end milling process. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 175, n. 1-3, p. 90-97, jun. 2006.

Da SILVA, M. B.; WALLBANK, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods—a review. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 88, n. -13, p. 195-202, apr. 1999.

DASCH, J. M.; ANG, C. C.; WONG, C. A.; CHENG, Y. T.; WEINER, A. M.; LEV, L. C.; KONCA, E. A comparison of five categories of carbon-based tool coatings for dry drilling of aluminum. **Surface & Coatings Technology**. v. 200, n. 9, p.2970-2977, feb. 2006.

DASCH, J. M.; ANG, C. C.; WONG, C. A.; WALDO, R. A.; CHESTER, D.; CHENG, Y. T.; POWELL, B. R.; WEINER, A. M.; KONCA, E. The effect of free-machining elements on dry machining of B319 aluminum alloy. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 209, n. 10, p. 4638–4644, jun. 2009.

DAVIES, R. W.; VETRANO, J. S.; SMITH, M. T.; PITMAN, S. G. Mechanical properties of aluminum tailor welded blanks at superplastic temperatures. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 128, n. 1-3, p. 38-47, oct. 2002.

DAVIM, J. P.; MONTEIRO BAPTISTA, A. Relationship between cutting force and PCD cutting tool wear in machining silicon carbide reinforced aluminium. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 103, n. 3, p.417-423, jul. 2000.

De SOUZA, S. A. **Ensaio mecânicos de materiais metálicos: Fundamentos teóricos e práticos**. São Paulo: Edgar Blücher, 1982.

DeGARMO, P. E.; BLACK, J. T.; KOHSER, R. A. **Materials and Processes in Manufacturing**. 9. ed. Hardcover: Wiley, 2002.

DeGRAEVE, I.; HIRSCH, J. **Introduction**. Disponível em: < www.aluminium.matter.org.uk/>. Acesso em 23 abr. 2009.

DEMIR, H.; GÜNDÜZ, S. The effects of aging on machinability of 6061 aluminium alloy. **Journal Materials and Design**. v. 30, n. 5, p. 1480-1483, may 2009.

DIETER, G. E.; BACON, D. **Mechanical Metallurgy**. Londres: McGraw-Hill Book Company, 1988.

DIMLA Sr., D. E. The impact of cutting conditions on cutting forces and vibration signals in turning with plane face geometry inserts. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 155-156, p.1708-1715, nov. 2004.

DIMLA, E. DIMLA, SNR. Sensor signals for tool-wear monitoring in metal cutting operations— a review of methods. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 40, n. 8, p. 1073 –1098, jun. 2000.

DINC, C.; LAZOGLU, I.; SERPENGUZEL, A. Analysis of thermal fields in orthogonal machining with infrared imaging. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 198, n. 1-3, p. 147-154, mar. 2008.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Metais**. 3 ed. São Paulo: Artliber, 2001.

Dos SANTOS, A. V.; *et al.* **Usinagem em altíssimas velocidade**: como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica. São Paulo: Érica, 2003.

Dos SANTOS, G. R.; Da COSTA, D. D., AMORIM, F. L., TORRES, R. D. Characterization of DLC Thin Film and Evaluation of Machining Forces Using Coated Inserts in Turning of Al-Si alloys. **Surface & Coatings Technology**. v. 202, n. 4-7, p.1029-1033, dec. 2007.

DWIVEDI, D. K.; SHARMA, A.; RAJAN, T. V. Machining of LM13 and LM28 cast aluminium alloys: Part I. **Journal of Materials Processing Technology**. v.196, n. 1-3, p.197-204, jan. 2008.

ELGALLAD, E. M.; SAMUEL, F. H.; SAMUEL, A. M.; DOTY, H. W. Machinability aspects of new Al-Cu Alloys intended for automotive Castings. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 210, n. 13, p. 1754 - 1766, oct. 2010.

EVANGELISTA LUIS, N. **Usinabilidade do aço de corte-fácil baixo carbono ao chumbo ABNT 12L14 com diferentes níveis de elementos químicos residuais (cromo, níquel e cobre)**. 2007. 190f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

FANG, N.; WU, Q. The effects of chamfered and honed tool edge geometry in machining of three aluminum alloys. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 45, n. 10, p. 1178-1187, aug. 2005.

FERRARESI, D. **Usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1977.

FIGUEIREDO, K. M. **Mapeamento dos modos de transferência metálica na soldagem de alumínio**. 2000. 74 f. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

FREUND, J. E.; SIMON, G. A. **Estatística aplicada: economia, administração e contabilidade**. 9. ed. Porto Alegre: Bookman, 2000.

FUH, K.; CHANG, H. An accuracy model for the peripheral milling of aluminum alloys using response surface design. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 72, n. 1, p.42-47, dec. 1997.

FUH, K.; WU, C. A residual-stress model for the milling of aluminum alloy (2014-T6). **Journal of Materials Processing Technology**. v. 51, n. 1-4, p. 87-105, apr. 1995.

FUKUI, H.; OKIDA, J.; OMORI, N.; MORIGUCHI, H.; TSUDA, K. Cutting performance of DLC coated tools in dry machining aluminum alloys. **Surface & Coatings Technology**. v.187, n. 1, p.70–76, oct. 2004.

GALVÃO, L. C.; NUNES, L. F. **Cálculo Diferencial e Integral II**. Paraná: Universidade Tecnológica Federal do Paraná, 2010. Apostila.

GEHRING, A.; SAAL, H. Mechanical properties of aluminium in structural sheeting. **Thin-Walled Structures**. v. 44, n. 12, p. 1231–1239, dec. 2006.

GOMES, M. R.; BRESCIANI FILHO, E. **Propriedades e usos de metais não-ferrosos: alumínio, chumbo, cobre, estanho e zinco**. 4. ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metais, 1974. 278 p.

GRZESIK, W. Experimental investigation of the cutting temperature when turning with coated indexable inserts. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 39, n. 3, p. 355-369, mar. 1999.

HALLIDAY, D.; RESNICK, R.; WALKER, J. **Fundamentos de Física**. 8. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008.

HAMADE, R. F.; ISMAIL, F. A case for aggressive drilling of aluminum. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 166, n. 1, p.86-97, jul. 2005.

HATCH, J. E. **Aluminum**: properties and physical metallurgy. Ohio: American Society for Metals, 1984. 424 p.

HEANEY, P. J.; SUMANT, A. V.; TORRES, C. D.; CARPICK, R. W.; PFEFFERKORN, F. E. Diamond coatings for micro end mills: Enabling the dry machining of aluminum at the micro-scale. **Diamond & Related Materials**. v. 17, n. 3, p.223-233, mar. 2008.

HONG, S. Y.; DING, Y. Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 41, n. 10, p. 1417–1437, aug. 2001.

HOVSEPIAN, P. E.; LUO, Q.; ROBINSON, G.; PITTMAN, M.; HOWARTH, M.; DOERWALD, D.; TIETEMA, R.; SIM, W. M.; DEEMING, A.; ZEUS, T. TiAlN/VN superlattice structured PVD coatings: A new alternative in machining of aluminium alloys for aerospace and automotive components. **Surface & Coatings Technology**. v. 201, n. 1-2, p.265-272, sep. 2006.

HUNTLEY, C. L.; BROWN, D. E. PARALLEL GENETIC ALGORITHMS WITH LOCAL SEARCH. **Computers Ops Res**. v. 23, n. 6, p. 559-571, jun. 1996.

INTERNATIONAL STANDARD ORGANIZATION. **ISO 3685**: Tool-life testing with single-point turning. Switzerland, 1993.

ITOIGAWA, F.; CHILDS, T. H. C.; NAKAMURA, T.; BELLUCO, W. Effects and mechanisms in minimal quantity lubrication machining of an aluminum alloy. **Wear**. v. 260, n. 3, p.339-344, feb. 2006.

ITW ROCOL NORTH. **Accu-lube Lb-2000 Technical data sheet**. Disponível em: <www.rocolnorthamerica.com>. Acesso em: set. 2010.

JACOBS, M. H. **Introduction to Mechanical Properties, Solidification and Casting, Joining and Corrosion of Aluminium and its Alloys**. European Aluminium Association, 1999a. 12p. Apostila.

JACOBS, M. H. **Metallurgical Background to Alloy Selection and Specifications for Wrought, Cast and Special Applications**. European Aluminium Association, 1999b. 16 p. Apostila.

JAYAL, A. D.; BALAJI, A. K.; GAUL, A.; LILLQUIST, D. R. Machining Performance and Health Effects of Cutting Fluid Application in Drilling of A390.0 Cast Aluminum Alloy. **Journal of Manufacturing processes**. v.9, n.2, p.137-146, 2007

JOHANSEN, H. G. **Structural Aluminium Materials**. European Aluminium Association, 1994. 20 p. Apostila.

JOHNE, P. **Machining of products**. European Aluminium Association, 1994. 38 p. Apostila.

KAMIYA, M.; YAKOU, T. Role of second-phase particles in chip breakability in aluminum alloys. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 48, n. 6, p.688-697, may 2008.

KANNAN, S.; KISHAWY, H. A. Tribological aspects of machining aluminium metal matrix composites. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 198, n. 1-3, p.399-406, mar. 2008.

KELLY, J. F.; COTTERELL, M. G. Minimal lubrication machining of aluminium alloys. **Journal of Materials Processing Technology**. v.120, n. 1-3, p.327-334, jan. 2002.

KEONG NG, C.; MELKOTE, S. N.; RAHMAN, M.; KUMAR, A. S. Experimental study of micro- and nano-scale cutting of aluminum 7075-T6. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 46, n. 9, p.929-936, jul. 2006.

KEY-TO-METALS. **Aluminum Alloys – Effects of Alloying Elements**. Disponível em: <www.key-to-Metals.com>. Acesso em: ago. 2009.

KILIC, D. S.; RAMAN, S. Observations of the tool–chip boundary conditions in turning of aluminum alloys. **Wear**. v. 262, n. 7-8, p. 889–904, mar. 2007.

KILIÇKAP, E.; ÇAKIR, O. C.; AKSOY, M.; INAN, A. Study of tool wear and surface roughness in machining of homogenized SiC-p reinforced aluminium metal matrix composite. **Journal of Materials Processing Technology**. v.164–165, p. 862-867, may 2005.

KIM, J. D.; KANG, Y. High-speed machining of aluminum using diamond end mills. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 37, n. 8, p.1155-1165, aug.1997.

KISHAWY, H. A.; DUMITRESCU, M.; NG, E.-G.; ELBESTAWI, M. A. Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high-speed machining of A356 aluminum alloy. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 45, n. 2, p.219-227, feb. 2005.

KITAOKA, S.; ONO, Y. The effect of second principal stress on the fatigue propagation of mode I surface crack in Al_2O_3/Al alloy composites. **International Journal of Fatigue**. v. 25, p.1347-1355, 2003.

KIVIKYTÖ-REPONEN, P. **Correlation of Material Characteristics and Wear of Powder Metallurgical Metal Matrix Composites**. 2006. Doctoral Theses in Materials and Earth Sciences - Helsinki University of Technology, Finland.

KOBAYASHI, T. Strength and fracture of aluminum alloys. **Materials Science and Engineering: A**. v. 280, n.1, p. 8-16, mar. 2000.

LANE, B. M.; SHI, M.; DOW, T. A.; SCATTERGOOD, R. Diamond tool wear when machining Al6061 and 1215 steel. **Wear**. v. 268, n. 11-12, p. 1434-1441, may 2010.

LEE, S. H.; SAITO, Y.; SAKAI, T. Utsunomiya, H. Microstructures and mechanical properties of 6061 aluminum alloy processed by accumulative roll-bonding. **Materials Science and Engineering: A**. v. 325, n. 1-2, p. 228–235, feb. 2002.

LEM. **Current Transducer HAS 50 .. 600-S**. Disponível em: <www.lem>. Aceso em: ago. 2010a.

LEM. **Voltage Transducer LV25-P**. Disponível em:<www.lem>. Acesso em: ago. 2010b.

LI, J.; PENG, Z.; LI, C.; JIA, Z.; CHEN, W.; ZHENG, Z. Mechanical properties, corrosion behaviors and microstructures of 7075 aluminium alloy with various aging treatments. **Trans. Nonferrous Met. Soc. China**. v. 18, n. 4, p. 755-762, aug. 2008.

LI, K. Y.; LIANG, S. Y. Modeling of cutting forces in near dry machining under tool wear effect. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 47, n. 7-8, p. 1292–1301, jun. 2007.

LIANG, Q.; VOHRA, Y. K.; THOMPSON, R. High speed continuous and interrupted dry turning of A390 Aluminum/Silicon Alloy using nanostructured diamond coated WC–6 wt.% cobalt tool inserts by MPCVD. **Diamond & Related Materials**. v. 17, n. 12, p. 2041–2047, dec. 2008.

LIEW, W. Y. H.; HUTCHINGS, I. M.; WILLIAMS, J. A. Friction and lubrication effects in the machining of aluminium Alloys. **Tribology Letters**. v. 5, n. 1, p. 117–122 117, 1998.

LIN, W. S.; LEE, B. Y.; WU, C. L. Modeling the surface roughness and cutting force for turning. **Journal of Materials Processing Technology**. v.108, n. 3, p.286-293, jan. 2001.

LIU, B. CHIP MORPHOLOGY WITH FINITTE ELEMENT SIMULATIONS IN HIGH SPEED TURNING OF 7075-T6 ALUMINUM ALLOY. Rensselaer: Rensselaer Polytechnic Institute, 2005. 24 p. Apostila.

LIST, G.; NOUARI, M.; GÉHIN, D.; GOMEZ, S.; MANAUD, J. P.; Le PETITCORPS, GIROT, F. Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. **Wear**. v. 259, n. 7-12, p.1177-1189, jul.-aug. 2005.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; Da SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blucher, 2009. 751 p.

MACKERLE, J. Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976–1996). **Journal of Materials Processing Technology**. v. 86, n. 1-3, p.17-44, feb. 1999.

MALTAIS, A.; DUBÉ, D.; Fiset, M.; LAROCHE, G.; TURGEON, S. Improvements in the metallography of as-cast AZ91 alloy. **Materials Characterization**. v. 52, n. 2, p.103-119, may 2004.

MANNA, A; BHATTACHARYYA; B. A study on different tooling systems during machining of Al/SiC-MMC. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 123, n. 3, p. 476–482, may 2002.

MARSHALL, G.; EVANS, P.; RICKS, R.; HIRSCH, J.; GREEN; A. **Solute Hardening: Introduction**. Disponível em: <www.aluminium.matter.org.uk/>. Acesso em 23 abr. 2009a.

MARSHALL, G.; EVANS, P.; RICKS, R.; HIRSCH, J.; GREEN; A. **Stages of Heat Treatment**. Disponível em: <www.aluminium.matter.org.uk/>. Acesso em 23 abr. 2009b.

MARUSICH .T. D.; ORTIZ, M. Modelling and Simulation of High-Speed Machining. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**. v. 38, n. 21, p. 3675–3694, jun. 1995.

MENDOZA-RUIZ, D. C.; ESNEIDER-ALCALÁ, M. A.; ESTRADA-GUEL, I.; MIKI-YOSHIDA, M.; LÓPEZ-GÓMEZ, M.; MARTÍNEZ-SÁNCHEZ, R. Dispersion of graphite nanoparticles in a 6063 aluminum alloy by mechanical milling and hot extrusion. **Rev. Adv. Mater. Sci**. v.18, p.280-283, 2008.

MERATI, A. A study of nucleation and fatigue behavior of an aerospace aluminum alloy 2024-T3. **International Journal of Fatigue**. v. 27, n. 1, p.33-44, jan. 2005.

MERCHANT, M. E. Mechanisms of the Metal Cutting Process. I: Orthogonal Cutting and Type 2 Chip. **J. Applied Physics**. V. 16, n. 5, p. 267-275, may. 1954.

MEYER, M. A.; CHAWLA, K. K. **Mechanical Behavior of Materials**. New Jersey: Prentice-Hall, 1999.

MILLER, W. S.; ZHUANG, L.; BOTTEMA, J.; WITTEBROOD, A. J.; DE SMET, P.; HASZLER, A.; VIEREGGE, A. Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. **Materials Science and Engineering: A**. v. 280, n.1, p. 37-49, mar. 2000.

MILLS, B.; REDORD, A. H. **Machinability of Engineering Materials**. London: Applied Science Publishers, 1983.

MITSUBISHI MATERIALS. **Tool News**: breakers for aluminium alloys. Disponível em: <www.mitsubishicarbide.com>. Acesso em: ago. 2010.

MONTGOMERY, D. C. **Design and Analysis of Experiments**. 6.ed. Arizona: John Wiley & Sons, 2005.

MONTGOMERY, D. C.; RUNGER, G. C. **Estatística aplicada e probabilidade para engenheiros**. 2 ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008.

NARAHARI, P; PAI, B. C.; PILLAI, R. M. Some aspects of machining Cast Al-SiCp Composites with conventional high speed steel and tungsten carbide tools. **Journal of Materials Engineering and Performance**. v. 8, n. p.538-542, out. 1999.

NATH, C.; RAHMAN, M. Effect of machining parameters in ultrasonic vibration cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 48, n. 9, p.965-974, jul. 2008.

NG E-G; SZABLEWSKI, D.; DUMITRESCU, M.; ELBESTAWI, M. A.; SOKOLOWSKI, J. H. High Speed Face Milling of a Aluminium Silicon Alloy Casting. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 53, n. 1, p. 69-72, 2004.

NOUARI, M.; LIST, G.; GIROT, F.; COUPARD, D. Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. **Wear**. v. 255, n. 7-12, p.1359-1368, aug.-sep. 2003.

OKUMURA, T., TANIGUCHI, C. **Engenharia de Soldagem e Aplicações**. Rio de Janeiro: LTC, 1982.

OZCATALBAS, Y. Chip and built-up edge formation in the machining of in situ Al₄C₃-Al composite. **Materials and Design**. v. 24, n. 3, p. 215-221, may. 2003.

PACE TECHNOLOGIES. **Metallographic Preparation/Etchants – Aluminum**. Disponível em: <www.metallographic.com/Etchants/>. Acesso em: ago. 2009.

PHILLIPS, A. W. **Mechanical Vibrations I**. University of Cincinnati, 2006. 86 p. Apostila.

POLINI, R.; CASADEIB, F.; D'ANTONIO, P., TRAVERSA, E. Dry turning of alumina / aluminum composites with CVD diamond coated Co-cemented tungsten carbide tools. **Surface & coatings technology**. v.166, n. 2-3, p.127-143, mar. 2003.

RAO, B.; SHIN, Y. C. Analysis on high-speed face milling of 7075-T6 aluminum using carbide and diamond cutters. **Int. J. Mach. Tools Manufact.** v. 41, n. 12, p. 1763-1781, sep. 2001.

RECKTENWALD, G. **Conversion of Thermocouple Voltage to Temperature**. Portland: Portland State University, 2010. 23 p. Apostila.

REIS, L. L. G. Da SILVA JÚNIOR, W. M; MACHADO, A. R. Effect of Cutting Speed and Cutting Fluid on the BUE geometry of a SAE 12L14 Free Machining Steel. **J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng.** v. 29, n. 2, p.196-201, apr.-jun. 2007.

REVEL, P.; KHANFIR, H.; FILLIT, R. Surface characterization of aluminum alloys after diamond turning. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 178, n. 1-3, p. 154-161, sep. 2006.

RODRIGUES, A. R.; COELHO, R. T. Influence of the Tool Edge Geometry on Specific Cutting Energy at High- Speed Cutting. **J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng.** v. 29, n. 3, p. 279-283, jul.-sep., 2007.

ROHDE, R. A. **Metalografia**: preparação de amostras. URI Campo de Santo Ângelo: Laboratório de Ensaios Mecânicos e Materiais, 2008. Apostila. Disponível em: <www.urisan.tcche.br/~lemm>. Acesso em: 09 set. 2009.

ROMI, 2010. **Linha Multiplic**: tornos universais programáveis características técnicas. Disponível em: <www.romi.com.br>. Acesso em: jun. 2010.

ROY, P.; SARANGI, S. K.; GHOSH, A.; CHATTOPADHYAY, A. K. Machinability study of pure aluminium and Al-12% Si alloys against uncoated and coated carbide inserts. **International Journal of Refractory Metals & Hard Materials**. v. 27, n. 3, p. 535-544, may 2009.

RUBIO, E. M.; CAMACHO, A. M.; SÁNCHEZ-SOLA, J. M.; MARCOS, M. Surface roughness of AA7050 alloy turned bars Analysis of the influence of the length of machining. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 162-163, p. 682-689, may 2005.

SAGLAM, H.; UNSACAR, F.; YALDIZ, S. Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 46, n. 2, p. 132-141, feb. 2006.

SÁNCHEZ, J. M.; RUBIO E.; ÁLVAREZ, M.; SEBASTIÁN, M. A.; MARCOS, M. Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry machining of aerospace aluminium alloys. **Journal of Materials Processing Technology**. v.164-165, p.911-918, may 2005.

SÁNCHEZ-CARRILERO, M.; SÁNCHEZ-SOLA, J. M.; GONZÁLEZ J. M.; CONTRERAS, J. P.; MARCOS, M. Cutting forces compatibility based on a plasticity model. Application to the oblique cutting of the AA2024 alloy. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 42, n. 5, p.559-565, apr. 2002.

SANDVIK COROMANT. Modern Metal Cutting: A Practical Handbook. Sweden, 1994.

SASAHARA, H.; KAWASAKI, M.; TSUTSUMI, M. Helical Feed Milling with MQL for Boring of Aluminum Alloy. **Journal of Advanced Mechanical Design, Systems and Manufacturing**. v. 2, n. 6, p. 1030-1040, 2008.

SCHAEFFER, L.; DE LIMA, D. R. S.; YURGEL, C. C. Study of Microstructure and Hardness of Aluminum Alloy AA 6351 After Forging and Heat Treatment. In: Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 17, nov. 2006, Foz do Iguaçu. **Resumos...**

SCHWARZ, H.-G. Technology diffusion in metal industries: driving forces and barriers in the German aluminium smelting sector. **Journal of Cleaner Production**. v.16, n. 1, p.s37-s49, jan. 2008.

SEKER, U.; KORKUT, İ.; TURGUT, Y.; BOY, M. THE MEASUREMENT OF TEMPERATURE DURING MACHINING. **International Conference Power Transmissions**, 2003.

SHANKAR, M. R.; CHANDRASEKAR, S.; COMPTON, W. D.; KING, A. H. Characteristics of aluminum 6061-T6 deformed to large plastic strains by machining. **Materials Science and Engineering**. v. 410–411, p. 364-368, nov. 2005.

SHETTY, R.; PAI, R.; RAO, S. S.; KAMATH, V. Machinability study on discontinuously reinforced aluminium composites (DRACs) using response surface methodology and Taguchi's design of experiments under dry cutting condition. **Maejo International Journal of Science and Technology**. v. 2, n. 1, p. 227-239, mar. 2008.

SHUAIB, A. N. Mechanical properties of Al-2,5 Mg-0,1 Mn-Si-Cr-Fe alloys. **Materials and Design**. v. 23, p. 181-187, 2002.

SIDDIQUI, R. A.; ABDULLAH, H. A.; AL-BELUSHI, K. R. Influence of aging parameters on the mechanical properties of 6063 aluminium alloy. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 102, n. 1-3, p. 234-240, may. 2000.

SONG, J. M.; LUI, T. S.; HORNG, J. H.; CHEN, L. H.; CHEN, T. F. Vibration behavior of a precipitation-hardening aluminum alloy under resonance. **Scripta Materialia**. v. 51, n. 12, p. 1153-1157, dec. 2004.

SREEJITH, P. S. Machining of 6061 aluminum alloy with MQL, dry and flooded lubricant conditions. **Materials Letters**. v. 62, n. 2, p. 276-278, jan. 2008.

TAN, E.; ÖGEL, B. Influence of Heat Treatment on the Mechanical Properties of AA6066 Alloy. **Turkish J. Eng. Env. Sci.** v. 31, p.53 – 60, 2007.

TANG, Z. T.; LIU, Z. Q.; PAN, Y. Z.; WAN, Y.; AI, X. The influence of tool flank wear on residual stresses induced by milling aluminum alloy. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 209, n. 9, p. 4502–4508, may 2009.

TASH, M.; SAMUEL, F. H.; MUCCIARDI, F.; DOTY, H. W.; VALTIERRA, S. Effect of metallurgical parameters on the machinability of heat-treated 356 and 319 aluminum alloys. **Materials Science and Engineering: A**. v. 434, n.1-2, p. 185-201, jan. 2007.

TASK. **Barras retangulares de metal duro**. Disponível em: <www.taskimpex.com.br/classes.asp>. Acesso em: jul. 2009.

TATAR, K.; GREN, P. Measurement of milling tool vibrations during cutting using laser vibrometry. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 48, n. 3-4, p. 380–387, mar. 2008.

THIELE JR, E. W.; KUNDIG, K. J. A.; MURPHY, D. W.; SOLOWAY, G.; DUFFIN, B. Comparative Machinability of Brasses, Steels and Aluminum Alloys: CDA's Universal Machinability Index. **SAE**, 1990.

TO, S.; LEE, W. B.; CHAN, C. Y. Ultraprecision Diamond Turning of Aluminium Single Crystals. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 63, n. 1-3, p.157-162, jan. 1997.

TO, S.; LEE, W. B.; CHEUNG, C. F. Orientation changes of aluminium single crystals in ultra-precision diamond turning. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 140, n. 1-3, p. 346–351, sep. 2003.

TOROPOV, A.; KO, S.; KIM, B. Experimental study of burrs formed in feed direction when turning aluminum alloy Al6061-T6. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 45, n. 9, p. 1015–1022, jul. 2005.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. Boston: Butterworth Heinemann, 2000. 439 p.

TROEGER, L. P.; STARKE JR, E. A. Microstructural and mechanical characterization of a superplastic 6xxx aluminum alloy. **Materials Science and Engineering: A**. v. 277, n. 1-2, p. 102-113, jan. 2000.

VERNAZA-PEFIA, K. M.; MASON, J. J.; LI, M. Experimental Study of the Temperature Field Generated During Orthogonal Machining of an Aluminum Alloy. **Experimental Mechanics**. v. 42, n. 2, p. 221-229, jun. 2002.

VIANA, R.; MACHADO, A. R. Influence of Adhesion between Coating and Substrate on the Performance of Coated HSS Twist Drills. **J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng.** v. 31, n. 4, p. 327-332, oct.- dec. 2009.

VILAS BOAS, J. M. de SOUZA SILVA; CARVALHO SÁ, J.; DE ALMEIDA MARIBONDO GALVÃO, N. K. Uma Nova Metodologia para O Cálculo de Dureza Vickers. In: II Congresso de Pesquisa e Inovação da Rede Norte Nordeste de Educação Tecnológica, 2007, João Pessoa.

WALSH, R. A.; CORMIER, D. R. **Machining and metalworking handbook**. 3. ed. USA: The McGraw Hill Companies, 2006.

WARMUZEK, M. **Metallographic Techniques for Aluminum and Its alloys**: Metallography and Microstructures. ASM Handbook, 2004. p. 711-751.

WEBSTER, A. L. **Estatística aplicada à Administração e Economia**. São Paulo: McGraw-Hill, 2006.

WEINGAERTNER, W. L.; SCHROETER, R. B. **Tecnologia de usinagem do alumínio e suas ligas**: tornerar, fresar, furar e serra. 2. ed. São Paulo: Alcan Alumínio do Brasil, 1991. 79 p.

WILKINSON, P.; REUBEN, R. L.; JONES, J. D. C.; BARTON, J. S.; HAND, D. P.; CAROLAN, T. A.; KIDD, S. R. Surface features as indicators of tool chipping in single point face milling of aluminium. **Wear**. v. 212, n. 2, p. 221-228, dec. 1997.

YANMING, Q.; ZEHUA, Z. Tool wear and its mechanism for cutting SiC particle-reinforced aluminium matrix composites. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 100, n. 1-3, p. 194-199, apr. 2000.

YOSHIKAWA, H.; NISHIYAMA, A. CVD diamond coated insert for machining high silicon aluminum alloys. **Diamond and Related Materials**. v. 8, n. 8-9, p. 1527-1530, aug. 1999.

YOSHIMURA, H.; MORIWAKI, T.; OHMAE, N.; NAKAI, T.; SHIBASAKA, T.; KINOSHITA, H.; MATSUI, M.; SHIMIZU, M. Study on Near Dry of Aluminum Alloys. **JSME International Journal**. v. 49, n.1, p. 83-89, 2006.

YOUSEFI, R.; ICHIDA, Y. A study on ultra– high-speed cutting of aluminium alloy: Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface. **Precision Engineering**. v. 24, n. 4, p.371-376, oct. 2000.

ZAGHBANI, I.; SONGMENE, V. A force-temperature model including a constitutive law for Dry High Speed Milling of aluminium alloys. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 209, n. 5, p.2532–2544, mar. 2009.

ZHANG, H.; ALPAS, A. T. Quantitative evaluation of plastic strain gradients generated during orthogonal cutting of an aluminum alloy. **Materials Science and Engineering: A**. v. 332, n. 1-2, p. 249–254, jul. 2002.

ZHONG, W.; ZHAO, D.; WANG, X. A comparative study on dry milling and little quantity lubricant milling based on vibration signals. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 50, n. 12, p. 1057-1064, dec. 2010.

ZIPPERIAN, D. C. **Metallographic Specimen Preparation Basics**. Disponível em:<www.metallographic.com/Basics.htm>. Acesso em: set. 2009.

ANEXO I

MONTAGENS E CONFIGURAÇÕES

Os principais elementos esquematizados na Fig. 3.7 são apresentados nas Fig. I.1a – I.1d, em que (7) é o dinamômetro; (8) é a placa distribuidora de sinais de força; (9) é o condicionador de sinais de forças; (10) é o acelerômetro; (11) é o condicionador de sinais de vibração; (12) é a placa de aquisição de dados; (13) é o PC/ programa LabView; (14) é o suporte da ferramenta; (15) é o terra equipotencial; (16) é o transdutor (HAS 50s); (17) é o fio do transdutor; (18) é a barra de cobre das fases F_1 , F_2 e F_3 e (19) é o fio terra.

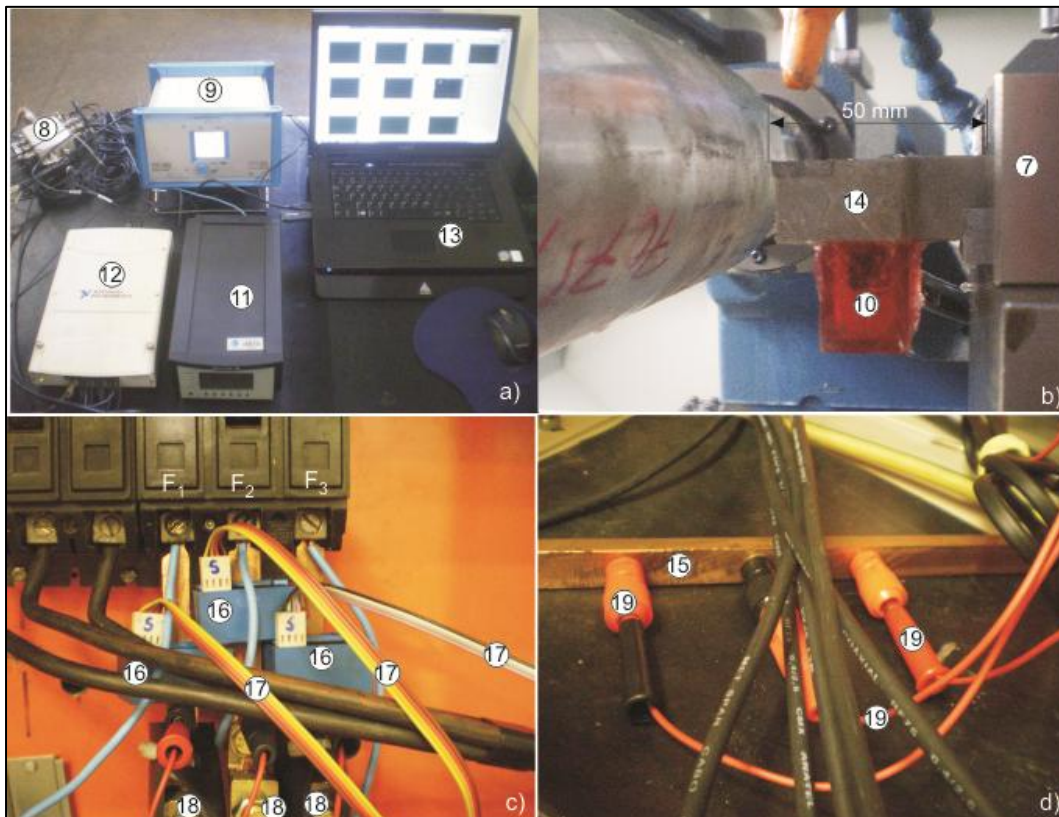


Figura I.1 – Montagens: a) equipamentos eletrônicos; b) conjunto de corte; c) transdutores e conectores polo-positivo; d) conectores polo-terra

As Figuras I.2a – I.2d apresentam, dentre outros, os componentes esquematizados na Fig. 3.8 - onde se tem a peça (3); dispositivo - três escovas (5); braço articulável com escova empurrada por mola (6); escova (7); fio de cobre (polo + multímetro) (8); fio de cobre (polo – multímetro) (9); dinamômetro (10); multímetro (11); computador (12); ferramenta de corte (13) e suporte da ferramenta de corte (15).



Figura I.2 – Montagens do circuito termopar: a) suporte-ferramenta; b) dispositivo 3 escovas; c) conexão ferramenta multímetro; d) PC e multímetro

Os conjuntos das Fig. 4.1 e 4.2 foram fixados em uma caixa acrílica, como mostra as Fig. I.3a – I.3b, em que (1 - 3) são os cabos de entrada da corrente transduzida, I_t ; (4 - 6) são os cabos de entradas da tensão, φ_i ; (7 - 9) transdutores HAS 50s; (10 - 12) são os terminais (BNC) de saída da tensão, V_i' ; e (13 - 15) são os terminais (BNC) de saída da tensão, V_i'' . Os sinais dos BNC's eram enviados à placa de aquisição. Os elementos (4 - 6) e (7 - 9) foram conectados, respectivamente, às fases 1, 2 e 3 do circuito elétrico do torno CNC (ver Fig. 3.7).

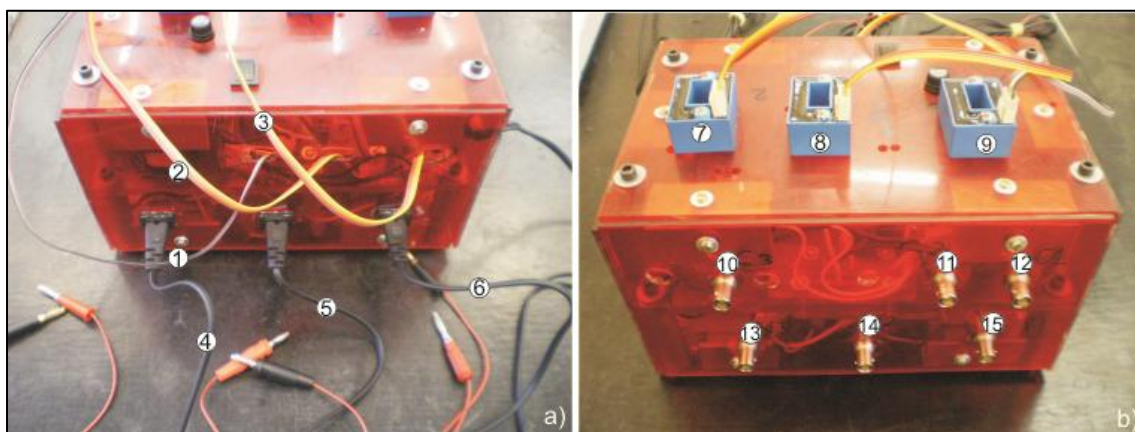


Figura I.3 – a) Parte de trás da caixa acrílica; b) Frente da caixa acrílica

As Figuras I.4a - I.4d apresentam os elementos que compõem o circuito elétrico de calibração do termopar ferramenta – cavaco, esquematizado na Fig.4.7 - em que (1) é a ferramenta (barra de metal duro); (2) é o filamento de cavaco (200 mm); (3) são régua de madeira (1 mm x 5 mm x 100 mm) justapostas (isolantes); (4) é o termopar (alumel/cromel) interno; (5) é o termopar (alumel/cromel/) externo; (6) é a extensão de fio de cobre (polo +); e (7) é a extensão de fio de cobre (polo -).

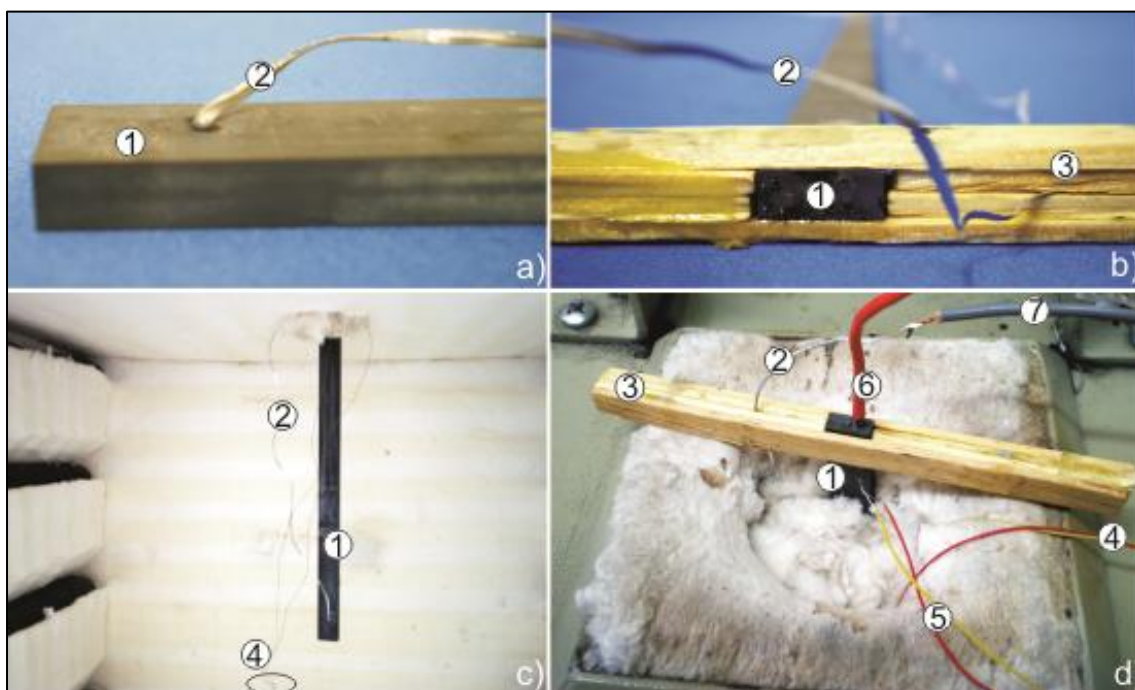


Figura I.4 – a) Junção ferramenta-cavaco; b) Armação de fixação; c) Junção dentro do forno; d) Junções externas ao forno

ANEXO II

RESULTADOS DOS ENSAIOS

Resultados dos Planejamentos Fatoriais 2^k

Tabela II.1 – Resultados médios de F_f, F_p, F_c, N_e, V_b, R_a, R_z e R_q no planejamento fatorial 2^k

Ensaio	Liga	F _f (N)	F _p (N)	F _c (N)	N _e (W)	T _c (°C)	R _a (μm)	R _z (μm)	R _q (μm)	V _b (m/s ²)
1	-1	321,04	45,24	765,65	2991,70	282,84	5,31	25,49	6,43	57,64
2	-1	241,15	38,64	693,37	7802,10	362,02	4,64	22,50	5,47	91,97
3	-1	428,09	85,64	1214,28	4563,60	238,39	11,61	47,35	13,34	83,90
4	-1	232,39	43,89	991,98	10322,59	277,97	10,58	43,56	12,21	113,42
5	-1	98,44	64,09	232,18	1020,75	333,17	3,74	17,31	4,42	31,38
6	-1	62,36	43,12	179,66	2450,57	417,85	3,76	19,91	4,55	37,41
7	-1	118,42	76,25	316,15	1395,42	345,87	8,47	37,97	10,07	63,10
8	-1	57,68	41,69	239,84	3224,10	429,45	7,55	32,60	9,00	63,97
9	-1	323,82	45,68	792,15	2926,87	339,64	5,21	23,76	6,19	55,06
10	-1	234,17	37,55	681,54	7785,77	405,27	4,19	20,87	5,01	95,64
11	-1	440,99	75,06	1232,22	4713,15	307,62	11,53	48,25	13,26	65,00
12	-1	230,15	23,05	986,32	10370,40	406,61	10,29	43,17	11,97	117,64
13	-1	74,13	47,50	197,43	891,92	314,54	3,19	14,46	3,84	30,85
14	-1	41,26	18,49	145,11	2104,88	400,05	3,24	15,59	3,90	34,45
15	-1	108,11	72,34	310,93	1338,36	323,80	7,61	36,00	9,16	63,33
16	-1	52,68	31,21	235,79	3218,06	418,39	7,40	31,97	8,77	82,39
1	+1	226,16	-12,24	750,10	2907,96	580,68	2,44	11,54	2,88	36,73
2	+1	179,75	7,48	679,49	7999,78	633,02	2,69	11,54	3,10	16,15
3	+1	224,52	-16,37	1153,24	4296,94	575,51	10,12	39,15	11,61	74,83
4	+1	153,54	-22,69	965,04	10386,99	641,39	9,90	38,47	11,42	167,18
5	+1	31,36	-0,89	169,88	747,51	564,23	1,87	9,05	2,29	20,28
6	+1	24,32	-4,31	150,59	2140,07	639,80	2,02	9,95	2,48	14,12
7	+1	30,55	-5,56	257,61	1130,21	588,98	4,07	20,15	4,97	58,20
8	+1	12,68	-16,56	232,70	3171,82	652,00	4,21	21,41	5,16	29,53
9	+1	233,17	-1,90	748,75	2783,31	573,68	2,33	10,91	2,80	22,35
10	+1	185,19	4,51	677,64	7963,63	635,63	2,45	10,24	2,82	18,98
11	+1	221,74	-23,14	1150,41	4378,36	591,46	9,89	38,59	11,35	80,46

12	+1	166,85	-28,52	991,72	10425,05	647,10	9,94	38,17	11,45	170,25
13	+1	31,54	-5,76	166,70	759,49	564,37	1,82	8,64	2,23	20,91
14	+1	24,85	-8,64	153,31	2203,25	637,41	2,03	9,55	2,48	17,26
15	+1	30,51	-11,45	256,96	1123,34	586,82	4,04	20,20	4,96	49,51
16	+1	11,80	-19,07	237,71	3237,29	653,54	4,10	20,05	5,02	30,21

Tabela II.2 – Resultados médios de F_f , F_p , F_c , N_e , V_b , R_a , R_z e R_q no planejamento fatorial 2^k II

Ensaio	Liga	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)	N_e (W)	T_c (°C)	R_a (μm)	R_z (μm)	R_q (μm)	V_b (m/s^2)
1	-1	321,04	45,24	765,65	2991,70	282,84	5,31	25,49	6,43	57,64
2	-1	241,15	38,64	693,37	7802,10	362,02	4,64	22,50	5,47	91,97
3	-1	428,09	85,64	1214,28	4563,60	238,39	11,61	47,35	13,34	83,90
4	-1	232,39	43,89	991,98	10322,59	277,97	10,58	43,56	12,21	113,42
5	-1	98,44	64,09	232,18	1020,75	333,17	3,74	17,31	4,42	31,38
6	-1	62,36	43,12	179,66	2450,57	417,85	3,76	19,91	4,55	37,41
7	-1	118,42	76,25	316,15	1395,42	345,87	8,47	37,97	10,07	63,10
8	-1	57,68	41,69	239,84	3224,10	429,45	7,55	32,60	9,00	63,97
9	-1	347,82	53,88	817,24	3163,38	317,24	5,34	23,41	6,23	65,20
10	-1	240,53	37,17	690,55	7865,20	404,31	4,49	20,69	5,23	88,11
11	-1	425,73	81,04	1223,01	4660,63	258,65	12,04	49,74	13,75	69,76
12	-1	253,43	65,36	1032,02	10604,93	325,77	8,87	41,03	10,54	195,70
13	-1	87,55	60,96	216,45	953,34	338,83	3,42	15,32	4,04	27,66
14	-1	62,71	44,13	183,17	2357,67	423,91	3,40	16,40	4,03	39,43
15	-1	117,64	81,03	328,46	1374,93	352,35	8,15	38,63	9,78	50,27
16	-1	53,97	43,79	243,45	3205,42	424,77	7,93	35,59	9,48	67,88
1	+1	226,16	-12,24	750,10	2907,96	580,68	2,44	11,54	2,88	36,73
2	+1	179,75	7,48	679,49	7999,78	633,02	2,69	11,54	3,10	16,15
3	+1	224,52	-16,37	1153,24	4296,94	575,51	10,12	39,15	11,61	74,83
4	+1	153,54	-22,69	965,04	10386,99	641,39	9,90	38,47	11,42	167,18
5	+1	31,36	-0,89	169,88	747,51	564,23	1,87	9,05	2,29	20,28
6	+1	24,32	-4,31	150,59	2140,07	639,80	2,02	9,95	2,48	14,12
7	+1	30,55	-5,56	257,61	1130,21	588,98	4,07	20,15	4,97	58,20
8	+1	12,68	-16,56	232,70	3171,82	652,00	4,21	21,41	5,16	29,53
9	+1	237,47	8,12	750,80	2938,52	567,40	2,37	10,94	2,80	26,08
10	+1	193,23	8,03	686,94	7899,38	633,72	2,52	10,96	2,93	15,35
11	+1	228,44	-18,59	1179,30	4390,64	590,79	9,97	38,97	11,43	87,75
12	+1	172,12	-20,25	1003,13	10662,93	642,89	9,93	38,57	11,46	168,60
13	+1	30,37	-3,80	164,87	749,78	568,51	1,81	8,84	2,23	21,61
14	+1	25,01	-3,60	163,28	2132,17	635,01	2,02	9,61	2,47	15,51
15	+1	30,90	-5,03	265,03	1141,32	588,26	4,03	19,51	4,93	49,88
16	+1	15,92	-14,93	244,34	3263,05	655,12	4,03	19,54	4,91	33,35

Resultados dos Planejamentos Compostos Central (PCC)

Tabela II.3 – Resultados dos Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 1350-O

PCC	F _c (N)	F _f (N)	F _p (N)	N _e (W)	T _c (°C)	R _a (μm)	R _z (μm)	R _q (μm)	V _b (m/s ²)
1	792,15	323,82	45,68	2926,87	339,64	5,21	23,76	6,19	55,06
2	681,54	234,17	37,55	7785,77	405,27	4,19	20,87	5,01	95,64
3	1232,22	440,99	75,06	4713,15	307,62	11,53	48,25	3,26	65,00
4	986,32	230,15	23,05	10370,40	406,61	10,29	43,17	11,97	117,64
5	197,43	74,13	47,50	891,92	314,54	3,19	14,46	3,84	30,85
6	145,11	41,26	18,49	2104,88	400,05	3,24	15,59	3,90	34,45
7	310,93	108,11	72,34	1338,36	323,80	7,61	36,00	9,16	63,33
8	235,79	52,68	31,21	3218,06	418,39	7,40	31,97	8,77	82,39
9	979,87	657,16	60,02	8287,84	390,68	5,07	23,79	5,84	88,69
10	415,60	284,11	54,60	3713,42	368,17	1,40	8,35	1,77	62,77
11	783,04	645,66	170,22	2022,57	308,44	5,82	21,87	6,55	15,08
12	593,86	414,63	83,38	5185,31	381,06	4,10	19,02	4,76	66,21
13	610,78	425,03	89,18	5249,59	383,72	4,17	19,62	4,86	61,45
14	645,53	482,22	92,52	5461,79	384,74	4,94	21,65	5,67	64,26
15	661,13	539,92	101,99	5676,49	380,68	5,99	24,19	6,79	69,56
16	492,52	297,01	49,38	7324,40	426,70	3,24	16,53	3,90	102,40
17	768,00	583,71	123,45	6656,10	388,04	9,63	37,89	10,85	69,83
18	34,96	9,55	27,12	639,86	364,80	3,15	16,32	3,94	19,81

Tabela II.4 – Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 6082-T4

PCC	F _c (N)	F _f (N)	F _p (N)	N _e (W)	T _c (°C)	R _a (μm)	R _z (μm)	R _q (μm)	V _b (m/s ²)
1	607,59	167,78	-7,16	2164,17	495,43	1,92	8,17	2,25	29,89
2	551,17	96,83	-16,85	6358,31	569,33	2,01	8,92	2,34	26,87
3	994,47	215,39	-10,32	3738,38	503,35	5,07	22,74	6,01	48,35
4	905,65	98,45	-20,49	9642,87	575,45	4,84	22,28	5,72	69,34
5	137,89	36,21	11,81	667,28	453,17	1,71	7,05	1,99	21,15
6	129,15	20,98	-3,35	1949,94	545,04	1,70	7,19	1,98	17,78
7	225,51	46,78	13,36	1012,98	481,01	5,18	21,02	6,04	50,74
8	199,82	13,58	-8,32	2808,33	573,09	5,21	20,79	6,06	28,89
9	778,68	174,87	-17,02	6691,86	549,02	2,63	13,28	3,15	33,96
10	286,42	104,87	-13,38	2705,44	533,33	1,06	5,18	1,27	19,05
11	490,53	187,05	-12,09	1274,81	477,32	2,59	11,83	3,07	30,25
12	429,59	104,62	-26,80	3839,94	546,32	2,55	11,76	3,02	26,92
13	436,74	107,63	-17,77	3913,18	545,49	3,00	14,77	3,64	36,29
14	434,59	107,64	-17,54	3892,70	542,95	2,94	14,76	3,60	32,77
15	435,07	105,12	-15,44	3846,78	544,54	3,00	14,68	3,65	29,73
16	406,52	76,17	-21,68	6225,95	569,74	3,01	14,35	3,66	34,90
17	499,19	102,09	-24,08	5871,90	542,82	7,29	30,36	8,51	44,28
18	78,83	13,33	32,99	883,79	520,13	2,91	14,01	3,52	14,16

Tabela II.5 – Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 6262-T6

PCC	F _c (N)	F _f (N)	F _p (N)	N _e (W)	T _c (°C)	R _a (μm)	R _z (μm)	R _q (μm)	V _b (m/s ²)
1	509,02	81,99	-13,80	1827,33	505,03	3,46	15,15	4,07	74,76
2	512,97	82,27	-19,95	5965,95	597,84	3,32	15,14	3,99	109,86
3	868,99	125,29	-37,80	3299,65	515,72	8,00	44,68	10,00	126,68
4	831,46	74,29	-36,58	9069,66	603,49	7,86	42,97	9,88	243,58
5	128,73	20,64	9,40	659,43	478,52	1,49	7,76	1,86	54,35
6	127,95	19,78	4,90	2018,00	568,74	1,67	8,54	2,08	90,87
7	201,74	17,76	6,13	945,68	502,91	3,06	16,85	3,85	106,35
8	197,40	12,12	0,65	2913,69	590,98	2,93	16,18	3,73	139,01
9	775,63	86,24	-24,07	6932,79	548,92	2,49	12,50	3,00	295,58
10	269,70	56,10	-15,26	2806,98	532,27	0,95	4,78	1,13	133,55
11	437,66	74,55	-17,22	1195,33	470,26	2,43	11,19	2,86	98,95
12	429,54	50,79	-26,75	3918,01	552,22	2,45	11,24	2,90	211,93
13	435,35	51,16	-28,44	3938,51	557,88	2,43	11,26	2,87	201,30
14	438,12	50,83	-25,98	3929,86	558,44	2,43	11,09	2,88	200,93
15	439,29	52,42	-23,84	3940,11	557,05	2,46	11,42	2,90	213,10
16	422,69	35,05	-29,21	6565,05	606,31	2,50	11,30	2,94	179,36
17	568,33	41,87	-39,86	5048,19	567,30	4,83	20,57	5,65	295,81
18	65,31	5,38	10,61	824,62	530,35	2,57	13,01	3,08	73,71

Tabela II.6 – Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 7075-T73

PCC	F _c (N)	F _f (N)	F _p (N)	N _e (W)	T _c (°C)	R _a (μm)	R _z (μm)	R _q (μm)	V _b (m/s ²)
1	680,47	215,25	34,17	2449,74	325,47	0,96	4,84	1,90	17,11
2	647,93	204,88	69,63	7347,01	352,49	1,24	5,66	1,47	11,28
3	1132,31	253,59	43,80	4229,77	550,91	3,25	15,12	3,89	28,19
4	1023,39	187,24	61,83	10593,49	606,54	3,54	16,34	4,26	44,05
5	174,14	43,47	9,24	839,79	544,38	1,98	9,19	2,42	11,53
6	158,99	30,39	-1,04	2414,02	596,64	1,91	9,27	2,36	7,09
7	279,97	42,87	6,60	1208,53	547,24	4,26	19,86	5,14	30,87
8	255,07	23,31	-6,52	3469,51	602,01	4,03	19,33	4,94	14,70
9	848,14	74,35	-41,28	7317,57	586,78	3,35	15,74	3,96	19,25
10	315,80	57,18	-17,88	2893,26	568,07	1,25	5,43	1,46	9,52
11	519,84	142,96	-17,27	1390,12	532,03	3,21	12,28	3,70	26,25
12	472,64	45,13	-33,89	4103,94	584,03	3,28	13,34	3,71	13,47
13	475,01	45,32	-35,14	4292,26	575,57	3,26	13,57	3,78	12,82
14	470,11	46,50	-37,28	4120,85	577,30	3,23	13,20	3,75	12,79
15	478,94	45,63	-31,71	4123,25	580,65	3,23	13,29	3,75	12,64
16	459,59	20,57	-33,68	6766,14	608,51	3,19	12,97	3,71	12,01
17	616,55	27,60	-48,37	5282,97	592,91	6,01	23,93	6,98	22,23
18	79,62	5,76	22,86	902,60	561,75	3,18	13,35	3,69	7,55

Tabela II.7 – Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 7075-T6

PCC	F _c (N)	F _f (N)	F _p (N)	N _e (W)	T _c (°C)	R _a (μm)	R _z (μm)	R _q (μm)	V _b (m/s ²)
1	748,75	233,17	-1,90	2783,31	573,68	2,33	10,91	2,80	22,35
2	677,64	185,19	4,51	7963,63	635,63	2,45	10,24	2,82	18,98
3	1150,41	221,74	-23,14	4378,36	591,46	9,89	38,59	11,35	80,46
4	991,72	166,85	-28,52	10425,05	647,10	9,94	38,17	11,45	170,25
5	166,70	31,54	-5,76	759,49	564,37	1,82	8,64	2,23	20,91
6	153,31	24,85	-8,64	2203,25	637,41	2,03	9,55	2,48	17,26
7	256,96	30,51	-11,45	1123,34	586,82	4,04	20,20	4,96	49,51
8	237,71	11,80	-19,07	3237,29	653,54	4,10	20,05	5,02	30,21
9	922,94	133,96	-40,42	8093,24	616,92	2,66	13,78	3,26	43,34
10	377,23	133,14	-9,50	3456,15	604,60	0,90	5,27	1,12	13,45
11	564,24	158,29	-24,93	1526,25	558,07	2,87	14,57	3,46	31,49
12	518,20	112,27	-30,67	4663,44	620,46	2,91	15,13	3,57	28,59
13	518,30	113,23	-31,04	4686,74	619,30	2,91	15,19	3,55	27,72
14	522,35	113,82	-32,71	4699,01	617,41	2,85	14,52	3,49	30,83
15	520,39	114,91	-27,87	4705,70	616,03	2,90	14,33	3,51	27,99
16	491,06	106,01	-29,50	7671,89	649,90	2,83	14,04	3,45	51,72
17	636,36	101,39	-51,06	5643,95	624,56	6,93	29,00	8,13	115,20
18	84,80	13,96	28,60	1112,26	461,52	2,86	14,97	3,55	8,37

ANEXO III

PROGRAMA DE OTIMIZAÇÃO

Tabela III.1 – Programa de otimização multiobjetivo com algoritmo genético		
Linhas	Comandos	Função
1	Edição = 1	Edição dos arquivos de dado.
2	ligfModel = 4;	Define a liga fora do modelo.
3	ProdMod = [1 3 5];	Define propriedades dos modelos (σ_R , A_r , HD).
4	lb = [-1.4 -1.4 -1.4 -1.4 -1.4 -1.4];	Define matriz de limite inferior das x_i .
5	ub = [1.4 1.4 1.4 1.4 1.4 1.4];	Define matriz limite superior das x_i .
6	A1 = [];	Define relações de desigualdade para x_i 's.
7	b1 = [];	
8	Aeq = [0.062 1.9429 2 0 0 0];	Relação de igualdade para x_i 's
9	beq = [-0.1462];	
10	Coef = {'Fu','Pot','Temp','Ra','Rz','Rq','Vibra'}	Define a lista de coeficientes de todos os modelos.
11	MultObjetivo = [1 2 3 4];	Define os coeficientes dos modelos do problema de otimização.
12	nfunc = length (MultObjetivo);	Define número de funções do modelo.
13	nVars = 6;	Define número de variáveis dos modelos.
14	Bcoef = [];	Matriz vazia de coeficientes dos modelos.
15	for i = 1:length(Coef)	Loop que gera matriz com os coeficientes dos coeficientes dos modelos.
16	Coef1 = load(['D:\TESE\5.Capitulo5\Referencias\CaracterizacaoDeUsinabilidade\ForcPotTempRugVib\R egressao\CoeficientesRegressao\CoefRegrModelos\b',Coef{i},'Prop',num2str(ProdMod),'sem',lig as{ligfModel},'Ed',num2str(Edicao),'.txt']);	
17	Bcoef=[Bcoef Coef1];	
18	end	

Linhas	Comandos	Função
19 20 21 22 23 24 25 26 27	<pre>[m7,~]=size(Bcoef); Bcoef2=[]; for c1=1:m7 Bcoef1=[]; for c2=MultObjetivo Bcoef1=[Bcoef1 Bcoef(c1,c2)]; End Bcoef2=[Bcoef2; Bcoef1]; End</pre>	
29 30 31 32 33 35 36 37 38	<pre>Func = @(x)simple_multiobjective(x,Bcoef2,nfunc,nVars); [x,fval,exitflag,output,final_pop] = gamultiobj(Func, nVars,A1,b1,Aeq,beq,lb,ub); options = gaoptimset('InitialPop', final_pop); stream = RandStream.getDefaultStream; stream.State = output.rngstate.state; Func = @(x)simple_multiobjective(x,Bcoef2,nfunc,nVars); [x,fval,exitflag,output,final_pop2] =gamultiobj(Func,nVars,A1,b1,Aeq,beq,lb,ub,op tions); stream = RandStream.getDefaultStream; stream.State = output.rngstate.state;</pre>	Subfunção GAMULTIOBJ do algoritmo genético que gera lista de possíveis pontos ótimos.
39 40 41 42	<pre>fprintf('The number of generations was : %d\n', output.generations); fprintf('The number of function evaluations was : %d\n', output.funccount); fprintf('The best function value found was : %g\n', fval); fval1=[fval x];</pre>	Imprime lista de solução.
43 44	<pre>save(['D:\TESE\5.Capitulo5\Referencias\Caracte rizacaoDeUsinabilidade\ForcPotTempRugVib\Ot imizacao\ValoresOtimos\x','Prop',num2str(Prod Mod),'Mult',num2str(MultObjetivo),'Ed',num2str(Edicao),'.txt'],'x','-ascii') save(['D:\TESE\5.Capitulo5\Referencias\Caracte rizacaoDeUsinabilidade\ForcPotTempRugVib\Ot imizacao\ValoresOtimos\fval','Prop',num2str(Pro dMod),'Mult',num2str(MultObjetivo),'Ed',num2str (Edicao),'.txt'],'fval','-ascii')</pre>	Salva lista de solução.
46 47 48 49 50 51 52	<pre>j=1; B=[fval x]; while (j<=4) ind=find(B(:,j)>0); B1=B(ind,:); B=B1; j=j+1;</pre>	Rotina que seleciona solução única da lista de solução

53	End	
54	ind1=find((B1(:,1)>300) & (B1(:,2)< 2000) & (B1(:,2)> 1000)& (B1(:,3)>200) & (B1(:,4)>1));	
	Continua	
Linhas	Comandos	Função
55	B1=B1(ind1,:);	
56	SomaOtimo=sum(B1(:,1:4),1);	
57	[m,n]=size(B1(:,1:4));	
58	MatrizSomas=ones(m,1)*[SomaOtimo(1) SomaOtimo(2) SomaOtimo(3) SomaOtimo(4)];	
59	MatrizAdmin=B1(:,1:4)./MatrizSomas;	
60	MatrizSomaAdim=sum(MatrizAdmin,2);	
61	ind2=find(MatrizSomaAdim == min(MatrizSomaAdim));	
62	B2=B1(ind2,:);	
63	[m,n]=size(B2)	
64	B3=[B2(:,1:4) 173.86*B2(:,5)+325.58 0.143*B2(:,6)+0.276 49.04*B2(:,7)+91.78 200*B2(:,8)+400 1.5*B2(:,9)+2.5 0.075*B2(:,10)+0.275];	Converte as variáveis de entrada codificadas em variáveis reais
65	save ('D:\TESE\5.Capitulo5\Referencias\Caracterizac aoDeUsinabilidade\ForcPotTempRugVib\Otimiz acao\ValoresOtimos\PontoOtimoCodificados.txt' , 'B2', '-ascii')	
66	Save ('D:\TESE\5.Capitulo5\Referencias\Caracterizac aoDeUsinabilidade\ForcPotTempRugVib\Otimiz acao\ValoresOtimos\PontoOtimoReais.txt', 'B3', '- ascii')	Salva a solução ótima