UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE LORENA

DOUGLAS LUCIANO DA SILVA OLIVEIRA

**Otimização do corte de pontas de um aço livre de intersticiais laminado a quente
usando tesoura do tipo guilhotina**

Lorena – SP
2011

DOUGLAS LUCIANO DA SILVA OLIVEIRA

**Otimização do corte de pontas de um aço livre de intersticiais laminado a quente
usando tesoura do tipo guilhotina**

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de Lorena da Universidade de São Paulo para a obtenção do título de Mestre em Ciências na Área de Concentração: Materiais Metálicos, Cerâmicos e Poliméricos.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Antonio Reis Pereira
Baptista

Edição reimpressa e corrigida

Lorena – SP
Abril, 2011

**AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE
TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO,
PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.**

Ficha Catalográfica

Elaborada pela Biblioteca Especializada em Engenharia de Materiais
USP/EEL

Oliveira, Douglas Luciano da Silva

Otimização do corte de pontas de um aço livre de intersticiais laminado a quente usando tesoura do tipo guilhotina / Douglas Luciano da Silva Oliveira. – ed. reimpr., corr. - 2011.

136p.: il.

Dissertação (Mestre em Ciências – Programa de Pós Graduação em Engenharia de Materiais. Área de Concentração: Materiais Metálicos, Cerâmicos e Poliméricos) – Escola de Engenharia de Lorena - Universidade de São Paulo.

Orientador: Carlos Antonio Reis Pereira Baptista.

1. Aço livre de intersticiais 2. Corte por cisalhamento 3. Guilhotina I. Título.

CDU 669.018

AGRADECIMENTOS

Ao meu amigo Rogério Ferreira Ribeiro, que não só me ajudou na escolha do tema, como foi meu mentor e exemplo no período em que trabalhamos juntos na CSN.

Ao Prof. Dr. Carlos Antonio Reis Pereira Baptista pela paciência, compreensão e amizade durante a sua orientação.

Aos Eng.^{os} Andréia de Souza Martins Cardoso e Henrique Varella Ribeiro (USP) e ao técnico João Carlos Santos Delfino (CSN), pelo auxílio prestado na preparação das amostras e nas análises metalográficas. A ajuda e amizade de vocês foram essenciais para que eu conseguisse concluir esse trabalho.

À Companhia Siderúrgica Nacional, em especial ao meu gerente Eduardo Cortes de Castro e ao meu gerente geral Walter Luiz da Costa Reis por me liberarem e me incentivarem, permitindo o meu desenvolvimento profissional, além do desenvolvimento do processo.

Ao Departamento de Engenharia de Materiais da EEL/USP e seus docentes e Técnicos, em especial aos Técnicos Francisco Paiva e Carlos Roberto Dainese que me ajudaram a aperfeiçoar o aparato e concretizar a simulação de corte.

À minha noiva Alexandra pelo carinho e apoio, incondicionais em todos os momentos.

Ao meu pai Ronaldo, à minha mãe Silvia e aos meus familiares por serem responsáveis por tudo que eu alcancei até hoje e pelo o que ainda vou alcançar.

A Deus por permitir que tudo isso fosse possível e por me dar força para seguir adiante nos momentos em que pensei em desistir.

“Não há nada que dominemos inteiramente a não ser os nossos pensamentos.”

René Descartes

RESUMO

OLIVEIRA, D. L. S. **Otimização do corte de pontas de um aço livre de intersticiais laminado a quente usando tesoura do tipo guilhotina.** 2011. 136.f. Dissertação (Mestrado em Ciências) – Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de Lorena, Lorena, 2011.

A demanda da indústria automobilística por aços de boa estampabilidade, para aplicação em peças expostas motivou o desenvolvimento de várias especificações de aços livres de intersticiais (IF) na Companhia Siderúrgica Nacional. A especificação de aço “IF-Ti”, pertencente ao grupo de aços para estampagem extra profunda especial (CSN EEP-IF), com limite de resistência ≤ 380 MPa está, dentre todos os graus de aço processados nas linhas de laminação a frio, entre os que apresentam a maior porcentagem de desvio por marca de rebarba e outros problemas relacionados ao corte. A geração de uma rebarba com altura excessiva está relacionada a um corte de má qualidade. Durante o processo de laminação a frio essa rebarba pode aumentar ainda mais de tamanho, se desprender, marcar os cilindros de trabalho e conseqüentemente aumentar os custos de produção por desvios e troca precoce de cilindros. Nas linhas de decapagem, a tesoura de pontas final é o equipamento responsável por separar as bobinas soldadas no início do processo e definir a característica de corte das pontas e caudas das mesmas, através de corte por guilhotinamento. Visando aumentar a qualidade, produtividade, diminuir as perdas durante o processo e atender às exigências dos clientes internos e externos, foi necessário desenvolver o processo de corte por guilhotina do aço IF nas tesouras de pontas final das Linhas de Decapagem Contínua 3 e 4 da CSN.

Através da simulação de corte em laboratório, usando-se a mesma velocidade de avanço e ângulo de inclinação do equipamento de campo, avaliou-se a relação entre o ajuste de folga entre navalhas e o comportamento força x deslocamento no cisalhamento. Além disso, através da análise por microscopia eletrônica de varredura (MEV) foi possível observar o efeito dos varios ajustes de folga na superfície de fratura, identificando as regiões de corte citadas na literatura e sua relação com as características microestruturais e com as propriedades do material. Constatou-se que a tensão cisalhante durante o corte diminuía a medida em que a folga aumentava de forma linear para uma faixa de folga ajustada entre 6 e 12%t em amostras de aço IF-Ti com 1,5mm de espessura. Nas micrografias feitas em MEV, observou-se que as interfaces entre penetração e fratura ficaram irregulares em todos os casos, sendo uma região intermediária, com aspecto misto entre as regiões de penetração e fratura foi relacionado ao desencontro das frentes de trincas principalmente devido ao grande ângulo de fratura. Tanto os perfis de corte quanto as superfícies de fratura mostraram que a fração da região de corte diminuía com o aumento da folga, até certo ponto, quando a partir da mudança do comportamento da tensão cisalhante, voltava a aumentar. Pode-se verificar também, que a fração da região de deformação aumentava à medida que folgas maiores eram testadas e os valores atingidos eram muito superiores as deformações esperadas para as respectivas características do tipo de corte indicado pelas regiões de penetração e fratura. Os melhores resultados de corte foram obtidos na regulagem de folga entre 4 e 8%t, com rebarbas inferiores a 1,5%t, menores frações da região de deformação e interface corte/fratura mais regulares do que nas demais faixas de folga.

Palavras-chave: Aços livre de intersticiais. Corte por cisalhamento. Guilhotina.

ABSTRACT

OLVEIRA, D. L. S. **Optimization the cut edge of a hot rolled interstitial free steel using a guillotine type shearing machine.** 2011. 136.p Dissertation (Master of Science) – Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de Lorena, Lorena, 2011.

The automotive industry's demand for high formability steels for use in exposed body panels motivated the development of several interstitial free (IF) steels specifications at Companhia Siderurgica Nacional. The "IF-Ti" steel specification belongs to the special deep drawing steels group (CSN EEP-IF), with yield strength <380 MPa, and among all grades of steel processed in the cold rolling lines is the one with the highest amount of deviation by burr marks and other problems related to shearing. The generation of an excessive burr height is related to a poor cut quality. During the cold rolling process the burr can increase in size, break off, mark the work rolls and therefore increase production costs per deviation and early exchange of cylinders. In the pickling lines, the exit shear is the device responsible for separating the coils welded at the beginning of the process and to define the cutting head and tail characteristics, either through guillotine cutting. Aiming to increase quality, productivity, reduce losses during the process and meet the requirements of internal and external customers, it was necessary to develop the guillotine cutting process of the IF steel sheet extremities (head and tail) in the exit shears of Continuous Pickling Lines #3 and #4 at CSN.

Through the cutting simulation in the laboratory, using the same forward speed and rake angle adopted in the field equipment, was evaluated the relationship between the adjustment of clearance between blades and the behavior shear force versus displacement. In addition, through the analysis by scanning electron microscopy (SEM) it was possible to observe the effect of several settings on the fracture surface, identifying the different regions cited in the literature and its relation to the microstructural characteristics and to the material properties. It was found that the shear stress during cutting reduced as the gap increased linearly to a range between 6 and 12%t in samples of IF-Ti steel with 1.5 mm thick. In the micrographs taken by SEM, it was observed that the interfaces between burnished and fracture were irregular in all cases, where an intermediate depth, with mixed aspect between the burnished and fracture depths was related to mismatch of crack fronts mainly due to the large fracture angle. Both cut profiles as the fracture surfaces showed that the burnished depth decreased with increasing the gap to some extent, since from the behavior change of shear stress, it started to increase. It was also possible to verify that the fraction of therollover depth increased as larger gaps were tested and the values achieved were much higher than expected for the rollover characteristics of the respective type of cut indicated by the burnished and fracture depths. The best cutting results were obtained for clearance adjustment between 4 and 8%, resulting in burrs below 1.5%t, smaller rollover depth and more regular burnished/fracture interface than in other clearance ranges tested.

Keywords: Interstitial free steels. Shearing. Guillotine

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. Desprendimento de rebarba ocorrendo em tira de aço IF durante (a) Simulação em laminador piloto e (b) Processo real no laminador de tiras a frio #3 da CSN em Volta Redonda.	18
Figura 2. As quatro regiões de um perfil de corte por cisalhamento.	22
Figura 3. Curva força x tempo esquemática para um processo de corte por estampagem (ALTAN, 1998).	23
Figura 4. Representação esquemática de um diagrama força x deslocamento do punção (ATKINS, 1979 apud JOHNSON; SLATER, 1967).	24
Figura 5. Diferentes características das bordas das peças e descartes produzidas pelo corte por puncionamento de chapas de aço baixo carbono dureza máxima de 75HRB (ASM, 1993).	27
Figura 6. Principais problemas relacionados a distorções dimensionais gerados em processo de corte por cisalhamento (RUKKI, 2007 e WISSELINK, 2000 adaptado). ...	29
Figura 7. Valores de referência para estampagem convencional (YOSHIDA, 2004).	35
Figura 8. Distribuição da dureza de uma barra aparada transversalmente: a) Medida no sentido axial da superfície para o interior do material e b) Medida no sentido radial do lado da região de deformação para o lado da rebarba (CHAN, 1998).	35
Figura 9. O efeito da folga ajusta em diversos materiais na: a) Na fração da região de deformação e b) Na fração da altura da rebarba (HILDITCH, 2005).	36
Figura 10. Relação entre altura da rebarba e a folga com a indicação dos pontos de folga fechada, normal e engenheirada no corte por puncionamento para diversos materiais. (TARKANY, 2004).	37
Figura 11. Ilustração do ângulo de propagação da trinca e do ângulo diagonal durante o corte por cisalhamento (HAMBLI, 2003).	38
Figura 12. Ilustração da frente da trinca e da zona de deformação plástica formadas por uma determinada inclinação a) Para um corte em guilhotina e b) Para um corte em tesoura lateral (WISSELINK, 2000).	39
Figura 13. Gráfico da força x deslocamento resultante da simulação do corte por guilhotina de uma chapa de aço com 10 mm de espessura usando diferentes ângulos de inclinação. (SANOUNI, 2010).	40

Figura 14. Influência da aresta de corte na iniciação das trincas: (a) Ilustração do início das trincas; (b) Distribuição do dano acumulado em simulação de aparamento lateral (GOLOVASHCHENKO, 2006).....	41
Figura 15. Gráfico da força x deslocamento para a perfuração, reproduzindo o corte por estampagem de um aço laminado a frio com a espessura inicial de 1,6mm. (SLOMP, 2004).....	42
Figura 16. Gráfico da força x deslocamento resultante da simulação do corte por guilhotina de uma chapa de aço com 10 mm de espessura usando diferentes condições de desgaste da navalha (SANOUNI, 2010).....	43
Figura 17. Influência do desgaste da navalha na altura rebarba gerada no corte por estampagem (HAMBLI, 2002).....	44
Figura 18. Deformação e aumento da temperatura na zona de cisalhamento em um corte por puncionamento em: (a) baixa velocidade e; (b) alta velocidade (KALPAKJIAN, 2008).....	45
Figura 19. Representação esquemática de um corte por estampagem de precisão, realizado em uma chapa de aço com uma microestrutura adequada (esquerda) e uma inadequada (direita) (ALTAN, 1998).....	49
Figura 20. Diagrama limite de conformação incluindo fratura de cisalhamento (ASM, 1993).....	55
Figura 21. Fluxo de Produção do aço IF.	57
Figura 22. Efeito do teor de Ti em excesso sobre as propriedades mecânicas e o tamanho de grão do aço IF-Ti (PRADHAN, 1996).	62
Figura 23. Efeito da temperatura de acabamento no valor de anisotropia normal e no alongamento (AVILA, 1998).	64
Figura 24. Efeito da Temperatura de Bobinamento no valor de r_m de aços IF-Ti (KATOH, 1985).	65
Figura 25. Efeito da Temperatura de Bobinamento na Temperatura de Recristalização de aços IF-Nb, IF-Nb/Ti e IF-Ti (GUPTA, 1989).....	65
Figura 26. Efeito da temperatura de bobinamento nas propriedades mecânicas de aços IF-Nb, IF-Nb/Ti e IF-Ti (KATOH, 1985).	66
Figura 27. Microestrutura de um aço IF-Ti recozido e encruado com ampliação de 200X em microscópio ótico (MACEDO JUNIOR, 2008).	67
Figura 28. Principais elementos no processo de corte por tesoura do tipo guilhotina (adaptada de WISSELINK, 2000).....	68

Figura 29. Tesoura tipo guilhotina instalada na saída da linha de decapagem #4 da CSN em Volta Redonda - RJ.....	73
Figura 30. Curvas esquemáticas de um corte ortogonal e um por guilhotina (WISSELINK, 2000).....	74
Figura 31. Evolução do corte por guilhotinamento (adaptada de RODRIGUES, 2010).	74
Figura 32. Mecanismo da fratura dúctil pela formação de vazios (WISSELINK, 2000).	76
Figura 33. Micrografia da amostra de aço IF-Ti obtida via MEV 200X (RIBEIRO, 2009).....	78
Figura 34. Geometria da tesoura de pontas final da CSN.	80
Figura 35. Projeto inicial da ferramenta de simulação de corte em laboratório (RIBEIRO, 2009).	82
Figura 36. Foto com a amostra de aço IF posicionada na MTS.	82
Figura 37. Foto da simulação do corte lateral na MTS 810.23M.	83
Figura 38. Equipamento de corte aperfeiçoado.	85
Figura 39. Aparato desenvolvido na EEL-USP para simular uma tesoura do tipo guilhotina.	85
Figura 40. Ajuste da folga entre as navalhas utilizando-se calibrador de folga.	86
Figura 41. Ilustração do (a) Posicionamento do corpo-de-prova no aparato de corte onde a peça é a parte a ser estudada e (b) Ângulo de visão padronizado, como se o observados estivesse voltado na direção da seta amarela para análise do perfil e na direção da seta	87
Figura 42. Curva tensão x deformação do corpo-de-prova 3, onde pode-se perceber um patamar de escoamento descontínuo.	88
Figura 43. Sequência de frames que mostra a realização do corte por guilhotina em laboratório, utilizando-se uma máquina de ensaio de tração uniaxial.	91
Figura 44. Resultados registrados em termos de força, deslocamento e tempo, durante os ensaios de corte das chapas de aço IF de 1,5mm.....	93
Figura 45. Resultados registrados em termos de força, deslocamento e tempo, durante os ensaios de corte das chapas de aço IF de 2,0mm.....	95
Figura 46. Curvas de Deslocamento x Tempo para (a) um deslocamento total de 1,6 mm e (b) um deslocamento total de 2,5 mm.	98
Figura 47. Relação entre a Tensão cisalhante de corte e a folga média para os corpos-de-prova de 1,5mm.	100

Figura 48. Relação entre a Tensão cisalhante de corte e a folga média para os corpos-de-prova de 2,0mm.	100
Figura 49. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 100 x da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 4 e 7%t. Com base na posição original de corte e com observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.	101
Figura 50. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 100 x da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 7 e 11%t. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.....	102
Figura 51. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 100 x da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 10 e 14%t. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.....	102
Figura 52. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 14 e 18%t. Com base na posição original de corte e com observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda com ampliação de 120 x; (b) Centro com ampliação de 100 x e (c) Borda direita da chapa com ampliação de 100 x.....	102
Figura 53. Evolução da característica da superfície de corte de acordo com o ajuste de folga.....	105
Figura 54. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 30 x da superfície de corte de uma chapa de 2,00mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 5 e 8%t. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.....	106
Figura 55. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 30 x da superfície de corte de uma chapa de 2,00mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 8 e 10%t. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.....	106

Figura 56. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 30 x da superfície de corte de uma chapa de 2,00mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 10 e 13%t. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.....	106
Figura 57. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 30 x da superfície de corte de uma chapa de 2,00mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 13 e 15%t. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.	107
Figura 58. Evolução da característica da superfície de corte de acordo com o ajuste de folga.....	109
Figura 59. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da região de fratura da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 7 e 11%t.	110
Figura 60. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da região de penetração da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 7 e 11%t.....	111
Figura 61. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da região intermediária entre penetração e fratura da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 10 e 14%t.	111
Figura 62. Características topográficas analisadas através de MEV da região intermediária para a região de fratura da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 10 e 14%t.....	112
Figura 63. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da região de penetração para a região intermediária da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 7 e 11%t.	113
Figura 64. Características topográficas analisadas através de microscópio ótico, com ampliação de 50 x da superfície de corte de uma chapa de 4,75mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 1 e 2%t. Com base na posição original de corte e com observador olhando para a superfície cortada: (a) Lado operador; (b) Centro e (c) Lado motor. ..	113
Figura 65. Características topográficas analisadas através de microscópio ótico, com ampliação de 50 x da superfície de corte de uma chapa de 3,50mm de aço IF utilizando-	

se uma folga entre 1,5 e 3%t. Com base na posição original de corte e com observador olhando para a superfície cortada: (a) Lado operador; (b) Centro e (c) Lado motor. ..	114
Figura 66. Características do perfil de corte analisado através de microscópio ótico com ampliação de 50 x de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre: (a) 4 e 7%t; (b) 7 e 11%t; (c) 10 e 14%t e (d) 14 e 18%t.	115
Figura 67. Características do perfil de corte analisado através de microscópio ótico com ampliação de 50 x de uma chapa de 2,0mm de aço IF utilizando-se uma folga entre: (a) 5 e 8%t; (b) 8 e 10%t; (c) 10 e 13%t e (d) 13 e 15%t.	117
Figura 68. Características do perfil de corte analisado através de microscópio ótico com ampliação de 50 x de uma chapa de 4,75 mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 1 e 2%t onde: (a) Representa o lado operador; (b) Representa o centro e (c) Representa o lado motor.....	118
Figura 69. Características do perfil de corte analisado através de microscópio ótico com ampliação de 50 x de uma chapa de 3,5 mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 1,5 e 3%t onde: (a) Representa o lado operador; (b) Representa o centro e (c) Representa o lado motor.....	119

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Valores de referência para estampagem convencional (HILDITCH, 2005). .	36
Tabela 2. Resultados do corte para diferentes estados de desgaste das navalhas em um corte por guilhotina (SANOUNI, 2010).	43
Tabela 3. Valores de resistência ao cisalhamento e fração da região de corte no estado recozido e encruado para diversos materiais (AVALONE, 2006).	55
Tabela 4. Faixa de composição química (% peso) típica de aços IF (KRAUSS, 1991).	58
Tabela 5. Características dos aços IF em função das microadições utilizadas (Tabela modificada de Pereira, 1999).	61
Tabela 6. Composição química do aço em estudo.	77
Tabela 7. Dimensões dos corpos-de-prova utilizados nos ensaios de simulação de corte em laboratório.	79
Tabela 8. Sumário das propriedades em tração do aço IF em estudo.	89
Tabela 9. Parâmetros de corte e resultados da simulação em laboratório.	96
Tabela 10. Valores normalizados dos ensaios de corte.	98
Tabela 11. Frações de cada região em relação a espessura total.	103
Tabela 12. Frações de cada região em relação a espessura total.	108
Tabela 13. Características geométricas do perfil de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se diferentes ajustes de folga entre navalhas.	116
Tabela 14. Características geométricas do perfil de corte de uma chapa de 2,0mm de aço IF utilizando-se diferentes ajustes de folga entre navalhas.	117
Tabela 15. Características geométricas do perfil de corte de uma chapa de 4,75mm de aço IF obtidas em campo com ajuste de folga entre 1 e 2%t.	119
Tabela 16. Características geométricas do perfil de corte de uma chapa de 3,5mm de aço IF obtidas em campo com ajuste de folga entre 1,5 e 3%t.	120

LISTA DE SÍMBOLOS

- c – Folga entre navalhas ou entre punção e matriz.
- c_{med} – Folga média aplicada.
- σ_e – Tensão limite de escoamento.
- σ_t – Tensão limite de resistência.
- AL – Alongamento no ensaio de tração.
- n – Coeficiente de encruamento.
- θ_d – Ângulo da linha que une os pontos de iniciação de trinca nas arestas de corte.
- ϕ – Ângulo de fratura.
- t – Espessura.
- H_D – Profundidade da região de deformação.
- H_C – Profundidade da região de corte.
- H_R – Altura da rebarba.
- H_F – Profundidade da região de fratura.
- L_D – Distância da região de deformação da superfície de corte.
- f_D – Fração da região de deformação.
- f_C – Fração da região de corte.
- f_R – Fração da rebarba.
- f_F – Fração da região de fratura.
- α – Ângulo de inclinação entre ferramentas de corte.
- F_{est} – Força estacionária no corte por guilhotina.
- w_{total} – Deslocamento total da ferramenta durante o corte.
- Ω – Trabalho realizado durante o corte.
- E – Módulo de Young.
- $d\sigma_v / \varepsilon_v$ – Inclinação da curva tensão x deformação verdadeira.
- m – Sensibilidade a taxa de deformação.
- r – Fator de anisotropia.
- σ_v – Tensão verdadeira.
- ε_v – Deformação verdadeira.
- K – Coeficiente de resistência.
- $\dot{\varepsilon}_v$ – Taxa de deformação verdadeira.
- r_m – Coeficiente de anisotropia normal.
- Δr – Coeficiente de anisotropia planar.

τ_f – Resistência ao cisalhamento.

ε_{v1} – Maior deformação verdadeira.

ε_{v2} – Menor deformação verdadeira.

ε – Deformação de engenharia.

AL_{unif} – Alongamento uniforme no ensaio de tração.

$\dot{\varepsilon}_p$ – Taxa de deformação plástica.

ρ – Densidade de discordâncias.

b – Vetor de Burgers.

$\bar{v}$ – Velocidade média das discordâncias.

L_{ac} – Largura ativa de corte.

F_{max} – Força máxima durante o corte.

ASTM – American Society for Testing and Materials.

CSN – Companhia Siderurgica Nacional.

DIN - Deutsches Institut für Normung.

IF – Designação do inglês *Interstitial Free* significa livre de intersticiais.

IF-Ti – Aço livre de intersticiais estabilizado ao Titânio.

IF-Nb – Aço livre de intersticiais estabilizado ao Nióbio.

IF-Ti/Nb – Aço livre de intersticiais estabilizado ao Titânio e ao Nióbio.

RH – Ruhrstahl-Heraus, sistema de desgaseificação à vácuo.

ASTM – American Standards for Testing Materials.

MTS – Material Testing Systems.

ASM – American Society of Material.

HV - Dureza Vickers.

CSN – Companhia Siderurgica Nacional.

MO – Microscópio Óptico.

MEV – Microscópio Eletrônico de Varredura.

ARBL – Aços microligados de alta resistência e baixa liga.

TRP – Temperatura de reaquecimento de Placa.

TA – Temperatura de Acabamento.

TB – Temperatura de Bobinamento.

FDT – Finish Delivery Temperature.

LTQ#2 – Laminador de Tiras a Quente #2.

LDC#3 – Linha de Decapagem Contínua #3.

LTF#3 – Laminador de Tiras a Frio #3.

LDC#4 – Linha de Decapagem Contínua #4.

LZC#3 – Linha de Zincagem Contínua #3.

LE#7 – Laminador de encruamento #7.

ES – Modo Elétrons Secundários do MEV.

QBSD – Modo Elétrons Retro-Espalhados do MEV.

UPV – Usina Presidente Vargas (Unidade da CSN em Volta Redonda – RJ).

Nb – Nióbio.

V – Vanádio.

Ti – Titânio.

Al – Alumínio.

C – Carbono.

N – Nitrogênio.

Mn – Manganês.

Si – Silício.

P – Fósforo.

S - Enxofre

CO – Monóxido de Carbono.

Zn – Zinco.

Ti_{exc} – Titânio em excesso na composição.

TiC – Carboneto de Titânio.

TiN – Nitreto de Titânio.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	17
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	21
2.1 CORTE POR CISALHAMENTO	21
2.1.1 Aspectos gerais.....	21
2.1.2 Regiões formadas no corte por cisalhamento	22
2.1.3 Avaliação da qualidade das bordas.....	26
2.1.4 Principais variáveis que afetam o corte	33
2.2 AÇOS LIVRES DE INTERSTICIAIS.....	56
2.2.1 A Influência dos elementos de liga no processo metalúrgico	58
2.2.2 O efeito do Ti no aço IF	61
2.2.3 A influência das condições de processo nas propriedades do aço IF	63
2.3 GUILHOTINAMENTO	68
2.3.1 Capacidade de corte.....	69
2.3.2 Tipos de guilhotinas	70
2.3.3 Relações entre o corte ortogonal e o corte por guilhotina	73
2.3.4 Fratura dúctil	75
3 MATERIAL E MÉTODOS.....	79
3.1 MATERIAL	77
3.2 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	78
3.2.1 Corpos-de-prova	78
3.2.2 Ensaio de tração.....	79
3.2.3 Cálculo do avanço real da ferramenta e definição da velocidade de ensaio..	80
3.2.4 Cálculo do ângulo real da inclinação da navalha (rake angle)	80
3.2.5 Cálculo da Largura ativa de corte, L_{ac}	81
3.2.6 Aperfeiçoamento do equipamento para simulação de corte em laboratório .	81
3.2.7 Simulação de corte em laboratório	85
3.2.8 Análise da superfície e perfil de corte	86
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	91
4.1 PROPRIEDADES MECÂNICAS OBTIDAS NO ENSAIO DE TRAÇÃO.....	88
4.2 REALIZAÇÃO DOS ENSAIOS DE CORTE EM LABORATÓRIO	91
4.3 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO DE CORTE EM LABORATÓRIO	92

4.4 ANÁLISE DA SUPERFÍCIE DE CORTE	101
4.5 ANÁLISE DO PERFIL DE CORTE.....	115
5 CONCLUSÕES.....	123
REFERÊNCIAS.....	127

1 INTRODUÇÃO

A crescente demanda da indústria automotiva por aços livres de intersticiais, de boa estampabilidade, para aplicação em peças expostas, tem obrigado as siderúrgicas a aperfeiçoarem seus processos, a fim de garantir uma maior qualidade, produtividade e diminuindo as perdas e retrabalhos no processamento deste tipo de aço.

A CSN, atualmente estando entre as maiores atuantes nesse segmento no Brasil, iniciou a produção em alta escala de materiais mais macios, como os aços IF, em meados da década de 90, através da utilização do desgaseificador a vácuo – RH.

Visando aumentar a qualidade, produtividade, diminuir as perdas durante o processo e atender às exigências dos clientes internos e externos, foi necessário desenvolver o processo de corte por guilhotina do aço IF nas tesouras de pontas final das Linhas de Decapagem Contínua 3 e 4 da CSN.

Nas linhas de decapagem, a tesoura de pontas final é o equipamento responsável por separar as bobinas soldadas no início do processo para posterior bobinamento e, como o próprio nome já diz, é a última etapa da decapagem capaz de definir a característica das pontas e caudas dessas bobinas. Um corte de má qualidade pode ocasionar a geração de uma rebarba com altura excessiva, que durante o processamento seguinte, o de laminação a frio, pode aumentar ainda mais de tamanho, se desprender, marcar os cilindros de trabalho e conseqüentemente aumentar os custos de produção por desvio e troca precoce de cilindros. A Figura 1 mostra a característica do defeito.

Figura 1. Desprendimento de rebarba ocorrendo em tira de aço IF durante (a) Simulação em laminador piloto e (b) Processo real no Laminador de Tiras a Frio #3 da CSN em Volta Redonda.

Além disso, em outros processos, o corte por guilhotinamento pode estar associado à etapa final de processamento antes da aplicação, exigindo um acabamento de excelente qualidade.

Com foco no segmento automobilístico, foram desenvolvidas várias especificações de aços livres de intersticiais (IF) na CSN, e a especificação do aço que motivou essa proposta de trabalho, foi o “IF-Ti”, pertencente ao grupo de aços para estampagem extra profunda especial (CSN EEP-IF), com limite de resistência ≤ 380 MPa. Além do grande volume de produção, outros fatores que motivam o estudo do corte dessa classe de aço IF foram a atratividade econômica do produto e o rigoroso critério de qualidade superficial exigido. Dentre todos os graus de aço processados nas linhas de laminação a frio, os IF-Ti apresentam a maior porcentagem de desvio por marca de rebarba.

Dentro deste panorama apresentado, é possível identificar pontos relevantes que influenciam a qualidade do corte por guilhotinamento da bobina a quente decapada, que são os seguintes:

- Matéria-prima (microestrutura, composição química e propriedades mecânicas);
- Parâmetros de ajuste da tesoura de pontas (folga e inclinação entre navalhas);

- Afiação da navalha;
- Velocidade de avanço da ferramenta de corte.

O aparamento lateral desse mesmo material foi estudado anteriormente por Ribeiro (2009) com o objetivo de avaliar as influências do processamento durante a laminação a quente, dos parâmetros de aparamento lateral, da qualidade da navalha circular, da velocidade de corte e da utilização do *push-up-roll* na qualidade da borda cisalhada. Foram feitas análises por microscopia ótica e microscopia eletrônica das amostras retiradas do processo. Seus resultados permitiram aperfeiçoar as condições de corte de apara lateral de um aço livre de intersticiais estabilizado ao titânio. Entre outras observações, foi constatado que:

- A formação de grãos refinados de ferrita no tamanho entre 13 a 15 μ m ou número 9,0 e 9,5 conforme norma ASTM E 112 é decisiva na garantia das propriedades mecânicas do aço IF;
- Diferentemente dos aços baixo carbono, a boa qualidade do corte do aço IF-Ti, relacionada principalmente a ausência de rebarbas, foi alcançada com um transpasse horizontal de 13,3% da espessura e um transpasse vertical de 3,33% da espessura, para uma faixa de espessura dos materiais variando entre 3,00 e 4,75 mm;
- A utilização do dispositivo denominado *push-up roll*, unicamente, não garante a qualidade de corte. O ajuste da pressão do mesmo sobre a chapa é fundamental e a única referência encontrada na literatura foi estudada no Japão por Matsuda (1989).

O objetivo específico desse trabalho é definir as condições adequadas para aperfeiçoamento do corte de pontas das bobinas de aço livre de intersticiais levando-se em consideração os resultados de cortes realizados em laboratório e sua comparação com os resultados de campo e encontrados na literatura. Adicionalmente, é objetivo

desse trabalho também, elucidar os mecanismos que levam a fratura dúctil e a relação das características da superfície de corte com os parâmetros adotados.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 CORTE POR CISALHAMENTO

2.1.1 Aspectos gerais

O corte é um dos métodos mais utilizados no processo de manufatura de produtos metálicos. Seja manual ou mecanizado, numa etapa intermediária ou de acabamento, todo produto metálico apresenta pelo menos uma etapa desse processo que pode envolver tanto cisalhamento, quanto abrasão ou fusão (SANTOS, 2008).

O corte por cisalhamento, em suas muitas variantes, é um processo de separação utilizado freqüentemente na indústria de conformação de chapas. Este processo é combinado a outros processos de conformação, tais como a laminação, estampagem profunda ou dobramento, a fim de fabricar um produto a partir de uma chapa metálica. O corte por cisalhamento mecânico ainda é o processo mais econômico para a produção em massa, embora outras técnicas, como a de corte à laser, por exemplo, já estejam disponíveis. Como a indústria atual exige uma produção cada vez maior, com baixo custo, associado a uma maior qualidade, há a necessidade de um conhecimento mais fundamental do processo de corte por cisalhamento (WISSELINK, 2000). Segundo a Norma DIN8588, cortar é um método de separação de um material e definido como um processo de fabricação em que uma ferramenta com duas lâminas, que se movem uma contra a outra, provoca a separação de um material por cisalhamento (SANTOS, 2008); (FARIA, 2007).

Dentre os principais processos de corte por cisalhamento, podemos citar a estampagem (*blanking*), o puncionamento (*piercing*), o corte longitudinal (*slitting*), o corte rotativo (*rotary shearing*), o aparamento lateral (*side trimming*), o aparamento

transversal (*cropping*) e o guilhotinamento (*guillotining*) (KONDO, 1989) (ASM, 1993) (GOSH, 2005) (AVALLONE, 2006).

2.1.2 Regiões formadas no corte por cisalhamento

No processo de corte de uma chapa de metal com lâminas ou por puncionamento, o material apresenta no perfil de corte, quatro regiões bem distintas (FARIA, 2007):

1 – Região de deformação: um canto arredondado no contorno em contato com um dos lados plano da chapa, e que corresponde à deformação do material no regime plástico;

2 – Região de corte ou penetração: uma faixa polida brilhante ao redor de todo o contorno de corte, com espessura constante e que corresponde à região que sofreu o corte;

3 – Região de fratura: uma faixa irregular devido à granulação do material, levemente inclinada, que corresponde ao trecho onde ocorreu a fratura, visto que a área útil resistente vai diminuindo até que se dê a separação total das partes;

4 – Rebarba: parte do material que é arrastado pela ferramenta, permanecendo aderido à borda.

A Figura 2 a seguir ilustra a característica de cada uma das regiões no perfil de corte.

Figura 2. As quatro regiões de um perfil de corte por cisalhamento.

A formação de cada uma dessas quatro regiões pode ser explicada pela sequência descrita a seguir:

As ferramentas de corte fazem contato com a chapa de metal, inicialmente causando deformação elástica. A fase de deformação plástica vem em seguida, deixando a chapa de metal com uma curvatura permanente.

A borda superior da chapa de metal, em seguida, dobra e é penetrada, seguidos de uma ação de corte que deixa uma área polida visível na superfície de corte.

Se o limite de resistência ao cisalhamento é ultrapassado, as trincas são formadas. Estas geralmente avançam a partir das bordas das arestas cortantes da ferramenta e levam a ruptura completa do metal, à medida que o movimento de avanço progride. Uma zona de fratura rugosa então se forma na superfície de corte abaixo da zona de cisalhamento (ALTAN, 1998).

Um diagrama de tempo-força de um típico processo de corte por *estampagem* é fornecido na Figura 3.

Figura 3. Curva força x tempo esquemática para um processo de corte por estampagem (ALTAN, 1998).

Atkins, em 1979, discute o comportamento da força com o deslocamento do punção para um processo de corte por estampagem (ATKINS, 1979 apud JOHNSON; SLATER, 1967). O diagrama pode ser verificado na Figura 4 a seguir:

Figura 4. Representação esquemática de um diagrama força x deslocamento do punção (ATKINS, 1979 apud JOHNSON; SLATER, 1967).

O corte por estampagem e o corte de pontas são processos de fluxo e fratura combinados, com o atrito atuando paralelamente. Um levantamento geral do corte por estampagem lento ou rápido de metais em temperatura ambiente ou altas temperaturas é dado por Johnson e Slater, de onde a Figura 4 foi retirada. É uma representação esquemática de um diagrama força x deslocamento do punção para o corte por estampagem de sólidos comuns de engenharia. Dois aspectos são de particular importância no presente artigo: a iniciação e propagação de trincas algum tempo após o início do fluxo plástico e a existência de uma força máxima do punção.

Durante a o fluxo plástico, de A até C (e em particular de B até C), micro-trincas são iniciadas em um material supostamente isento de trincas, por processos microestruturais da fratura de partículas de segunda fase, pela decoesão entre partículas de segunda fase e da matriz, através da concentração de deslizamento e outros fatores. A iniciação da trinca ocorre em regiões altamente deformadas,

particularmente aqueles sob tensão hidrostática local. Vários autores têm determinado essas regiões de tensão hidrostática dos campos das linhas de deslizamento ou de outros campos de fluxo considerados em diferentes processos de trabalho e as correlacionando com o aparecimento de trincas. Além do ponto C, na Figura 4, torna-se energeticamente favorável para as trincas pequenas coalescerem e se propagarem como macro-trincas levando a eventual separação das partes. O início da propagação da macro-trinca juntamente com o fluxo, em vez do fluxo sozinho, depende do material a ser cortado e da geometria do conjunto punção e matriz. Quanto mais dúctil for o sólido, mais rápido as trincas ocorrem, e C, na Figura 4, se move para trás para eventualmente coincidir com o pico no diagrama força x deslocamento. Nos sólidos mais frágeis, trincas podem ocorrer mais cedo ainda, durante a parte da carga crescente na curva, antes de B, e em sólidos muito frágeis pode ser que a região AB desapareça e o material sofreria fratura imediatamente após a deformação elástica.

Atkins (1979) discute em seu trabalho que, apesar das investigações de Chang e Swift demonstrarem que era possível interromper experimentos de corte de pontas e corte por estampagem (e assim, estudar o desenvolvimento do campo de fluxo de plástico, o desenvolvimento de trincas e da separação final das partes), poucos autores parecem ter realizado experiências de carga e recarga na região ABC da Figura 4. Tais experimentos permitiriam a energia total consumida durante o corte de pontas ser dissociada nas componentes do fluxo plástico, fratura e atrito. Kasuga et al realizaram testes de carregamento interrompido, mas eles estavam relacionados com o estabelecimento campos de escoamento e não com a evolução das trincas.

Em sólidos dúcteis, à medida que o punção penetra na peça na etapa de carga crescente do diagrama (AB), a área reduz. Ao mesmo tempo o material de trabalho, endurece e, como em um teste de tração simples, um pico durante a carga do punção

irá ocorrer se a redução da carga associada com a menor área cisalhada compensar o aumento na carga associado ao encruamento. Deve ser enfatizado que a existência de um pico na curva de deslocamento de carga está relacionada a uma instabilidade de carregamento plástico e não às trincas. A propagação da macro-trinca pode coincidir com a carga máxima em algumas condições, mas geralmente a trinca ocorre após o pico; ocasionalmente as trincas podem aparecer antes do pico (ATKINS, 1979).

2.1.3 Avaliação da qualidade das bordas

Bordas cisalhadas não podem competir com bordas usinadas, entretanto, se as ferramentas utilizadas estiverem afiadas e o equipamento ajustado nas condições adequadas, é possível obter arestas aparadas aceitáveis para uma ampla gama de aplicações (ASM, 1993).

Uma maior precisão é muitas vezes necessária, em operações de acabamento de corte em materiais na forma de chapa. Para maior facilidade das operações subsequentes e montagem, as bordas do corte devem ser de boa qualidade (altura da rebarba aceitável e bom acabamento superficial) e perpendicular à superfície da chapa (AVALLONE, 2006).

Em aspectos gerais, a qualidade do corte em si pode ser avaliada com base em três requisitos:

2.1.3.1 A aparência da borda cortada;

Podemos encontrar na literatura (ASM, 1993) (BLUESCOPE, 2003a) cinco aspectos clássicos para o perfil de bordas aceitáveis, dependendo do critério e da aplicação, indicados na Figura 5:

Figura 5. Diferentes características das bordas das peças e descartes produzidas pelo corte por puncionamento de chapas de aço baixo carbono dureza máxima de 75HRB (ASM, 1993).

- Uma borda do tipo 1 é caracterizada por uma região de deformação extensa (10-20% da espessura). A profundidade da penetração (10-20% da espessura) deve ser pequena e irregular ou inexistente. A fratura deve representar aproximadamente 75% da espessura e a superfície de fratura deve apresentar alto ângulo de fratura (14 a 16°). Esse tipo de borda é satisfatório somente em casos de aplicações de baixa criticidade onde a qualidade da borda e a planicidade da peça não são relevantes;

- A borda do tipo 2 apresenta deformação moderada (8-10% da espessura). A profundidade da penetração gira entre 15 e 25% e da fratura entre 60 e 75%, em relação à espessura da peça cortada. O ângulo de fratura é menor do que a do tipo anterior (8 – 11 °) e é o tipo de corte que permite a maior durabilidade da ferramenta de corte. No geral, é aceitável nos casos onde uma profundidade maior de penetração não é requerida;

- Na borda do tipo 3, a deformação é pequena (6-8%) e a profundidade do corte está entre 25 e 40% da espessura da peça. A região da fratura representa algo em torno de 50% da espessura do aço e o ângulo de fratura é pequeno (7-11°). Nesse caso, a tensão residual é baixa tornando-o adequado para a aplicação em aços com grande capacidade de encruamento e que irão, posteriormente, sofrer conformação severa.

Uma borda livre de tensões residuais diminui a possibilidade de trincas na região durante a conformação, posterior a etapa de corte;

- Bordas do tipo 4 apresentam uma região de deformação pequena (4-7% da espessura). A profundidade da penetração representa aproximadamente 50% da espessura da peça cortada. A fratura deve ser entre 35 e 50% da espessura e com aspecto grosseiro. A superfície deve apresentar baixo ângulo de fratura (6 a 11°). Esse tipo de borda é adequado para casos que necessitam de etapas subsequentes de acabamento como usinagem e/ou retífica;

- Em uma borda do tipo 5, a menor região de deformação possível é alcançada (2-5% da espessura). O corte representa de 50 a 70% da espessura da peça cortada, entretanto, dividido em duas porções intercaladas com regiões de fratura. A fratura, somando-se as duas regiões, corresponde entre 25 e 45% da espessura cortada. Esse tipo de borda é requerido nos casos em que se necessita uma parede da borda o mais reta possível, sem etapas posteriores de acabamento. Nesse caso a vida útil da ferramenta de corte é extremamente curta (BLUESCOPE, 2003a).

Para a avaliação da superfície de fratura o ideal é utilizar um microscópio com ampliação de até 30X, mas na maioria dos casos, uma boa análise é possível a olho nu. Na superfície de fratura de um bom corte é esperado que a linha que separa a região de corte (lisa e brilhante) da região de fratura (rugosa e fosca) seja regular e retilínea. Além disso, a borda deve estar isenta de marcas ou danos provenientes de defeitos nas navalhas (ZELT, 2006).

2.1.3.2 A precisão de forma e dimensão da peça cortada;

Além do aspecto da borda e do esquadrejamento da superfície, as peças cortadas (e eventualmente o descarte, dependendo do processo) devem manter a precisão dimensional e serem livres de distorções. Nesse requisito, três diferentes tipos de falhas são comuns durante o corte e estão ilustradas na Figura 6:

Figura 6. Principais problemas relacionados a distorções dimensionais gerados em processo de corte por cisalhamento (RUKKI, 2007 e WISSELINK, 2000 adaptado).

As tensões internas presentes durante o corte por cisalhamento ajudam a explicar os três problemas mais comuns de distorção:

- O dobramento (termo em inglês *bow*) é a tendência da peça do material se curvar no centro. O dobramento ocorre geralmente devido a presença de tensões internas no material. Se há variações consideráveis na espessura ao longo da largura da chapa o dobramento poder ocorrer e poucas ações para impedi-lo podem ser feitas no processo. Nesses casos, se o dobramento é um problema crítico, é recomendado que as peças sejam de material de alta qualidade, com alívio de tensões (LASCOE, 1988). Outras referências ainda citam a inclinação excessiva da navalha como causa fundamental do dobramento (BLUESCOPE, 2003b).

- A torção (termo em inglês *twist*) talvez seja o problema mais comum. Este é a tendência da parte cortada se contorcer como um espiral ou um saca-rolhas. Uma vez que a torção esteja presente na parte cortada é difícil removê-lo.

A torção é função das tensões internas, mas também pode estar relacionado ao ângulo de inclinação da navalha superior, em relação à inferior. Uma inclinação excessiva ou insuficiente interfere na quantidade de torção gerada. Foi de forma geral determinado que a faixa entre 26 até 36 mm/m é normal para espessuras de metal até 13 mm. Um grau de inclinação muito mais alto irá aumentar o total de torção e muito mais baixo irá criar uma ação de torção devido ao excessivo forjamento da borda. O ângulo de corte também será afetado pelas tensões desenvolvidas no interior do material durante o cisalhamento. Quanto mais larga é a peça cortada, menor é a tendência de torcer. Uma peça ou um descarte de material pesado tenderá a torcer mais do que uma peça ou descarte de material de menor espessura e materiais mais macios irão torcer mais do que materiais resistentes. Navalhas cegas têm efeito sobre a torção devido ao forjamento da borda a ser cortada, então se recomenda manter as navalhas o mais afiado possíveis. Folgas excessivas também afetam o grau de torção (LASCOE, 1988). Alguns autores ainda atribuem as mesmas causas para a geração de dobramento e torção sem detalhar quando um ou outro é favorecido (RUKKI, 2007).

- Camber é a tendência da tira cortada formar um arco lateral, mesmo se mantendo plana. O ângulo da lâmina cortante tem pouco efeito sobre o camber, que é causado quase que inteiramente tensões residuais no interior do material. O ajuste das navalhas, em escala menor, afeta a formação de camber, mas material de qualidade inferior, com excessivas tensões internas é o grande responsável. Se o camber permanecer severo após o ajuste e o nivelamento da navalha terem sido checados, a única saída é o sobre-cisalhamento e a raspagem de borda. Como na torção, o camber é mais severo em tiras

estreitas. No corte por cisalhamento de materiais para tiras finas, material de boa qualidade deve ser usado. Em qualquer operação onde o camber é eminente, é recomendado o uso peças com alívio de tensões (LASCOE, 1988).

2.1.3.3 Altura da rebarba;

Rebarba é parte do material que é arrastada pela ferramenta, permanecendo aderido à borda em forma de protuberância. (FARIA, 2007).

Na indústria automotiva, por exemplo, rebarbas severas que se formam durante o aparamento, frequentemente provocam arranhões ou marcas na superfície das peças formadas em processos posteriores e também criam um risco de segurança durante o manuseio. Outro exemplo onde a formação de rebarbas é um problema crítico é na indústria de computadores durante a fabricação de discos de memória de disco rígido (LI, 2000).

Vários fatores influem na formação da rebarba como a tolerância na espessura das ferramentas que formam a folga de corte ou a rugosidade nas faces da navalha circular. Quanto mais polidas estiverem as faces das navalhas, menor será a aderência do material. Esse acúmulo de material nos gumes das navalhas, contribui para a alteração da folga do corte, criando mais rebarba na borda das tiras (SANTOS, 2008). Normalmente, um corte com característica do tipo 1 está relacionado à uma rebarba alta além de uma grande distorção da peça. Cortes do tipo 2 e 3 geralmente estão associados às rebarbas mais baixas, de baixo encruamento, provenientes quase que exclusivamente de ação trativa. No corte do tipo 4 a tendência é a do aparecimento de uma rebarba mediana proveniente de um misto de forças trativas e compressivas. Rebarbas altas e com um encruamento considerável são encontradas geralmente em cortes do tipo 5, proveniente de ações trativas e compressivas (ASM, 1993).

Do ponto de vista da indústria, a necessidade de reafiação da ferramenta de corte é determinada em função da altura da rebarba admissível no produto final. Portanto, com base neste critério, a análise do processo de corte deve levar em conta a influência do desgaste da ferramenta, a fim de prever a necessidade de sua afiação. Hambli (HAMBLI, 2003), em seu estudo, propõe uma maneira de se prever a altura da rebarba formada, e conseqüentemente a demanda por afiação, através do uso de redes neurais.

Em aspectos gerais, é importante ressaltar que a definição da qualidade de borda cisalhada como aceitável ou não aceitável, encontrada na literatura, é totalmente subjetiva e se baseia exclusivamente na aplicação posterior das peças cortadas ou das prioridades consideradas em cada caso. Um bom exemplo dessa subjetividade no conceito de qualidade de corte pode ser encontrado na própria Linha de Decapagem Contínua, onde, além da tesoura de pontas final, existem outras três tesouras do tipo guilhotina, as quais os projetos são exatamente o mesmo, mas as demandas são totalmente diferentes, fazendo com que suas rotinas operacionais e de manutenção difiram uma das outras;

Na tesoura de pontas final, a demanda é pela mínima geração de rebarba (para não se desprenderem durante a laminação a frio), baixas tensões residuais após o corte (para não encruarem excessivamente e fraturarem durante a laminação a frio) e baixa distorção dimensional (para não atrapalharem o encaixe no mandril da enroladeira). Além disso, um compromisso com a vida útil da navalha adequada é importante para aproveitar as paradas de manutenção preventiva a cada duas semanas para promover a troca das navalhas. Nesse caso, uma superfície de corte do tipo 3, com o mínimo de distorção dimensional (dobramento, torção e camber) e uma rebarba nula ou extremamente baixa é considerada como aceitável, para uma troca de navalhas ocorrendo há cada 15 dias;

Na tesoura de esquadriar, que tem a função de preparar a ponta e cauda das bobinas para o processo de soldagem a topo por centelhamento, os requisitos mais importantes são a geração de uma superfície de corte com um ângulo de fratura o mais baixo possível e a ausência de distorções de forma para impedir a sobreposição de solda (encavalamento) durante a etapa de recalque na soldagem. A formação de rebarba não é crítica nesse processo, pois não influencia na soldagem em si e ainda é removida durante a etapa de rebarbação, juntamente com o excesso de material expelido na região do cordão. Nesse caso, uma superfície de corte do tipo 4 ou 5, com alguma rebarba e isenta de deformações dimensionais pode ser considerada aceitável. O período de troca de navalhas é de 10 em 10 dias, aproveitando-se a parada na máquina de solda para substituição dos mordentes de cobre desgastados;

Já nas tesouras de pontas 1 e 2 (uma para cada desenroladeira), a criticidade é a mínima possível já que esse equipamento tem a única função de descartar eventuais problemas de qualidade da matéria prima (bobina laminada a quente), sendo posteriormente a qualidade do corte adequada na tesoura de esquadriar. Nas tesouras de esquadriar a única preocupação é não permitir uma distorção exagerada com uma vida de navalha o mais longa possível. Nesse caso, superfícies de corte do tipo 1 e 2, que na maioria dos processos poderiam ser consideradas como de má qualidade, é nesse caso, aceitável.

2.1.4 Principais variáveis que afetam o corte

Os processos de corte já foram tratados como uma arte, onde o bom resultado era ocasionado exclusivamente pelas tentativas, erros, acertos e observações dos operadores (ZELT, 2006). Atualmente, embasados nos numerosos trabalhos a respeito de diversos tipos de corte, suas respectivas variáveis e com a utilização de recursos

computacionais é possível prever com boa precisão os vários fenômenos relacionados (ATKINS, 1979); (CLIFT, 1990); (KONDO, 1989); (GOIJAERTS, 2000); (WISSELINK, 2000); (HAMBLI, 2002); (KWAK, 2002); (HAMBLI, 2003); (SLOMP, 2004); (GOSH, 2005); (CHEROUAT, 2006); (ALJIBORI, 2009); (SANOUNI, 2010). Entre as principais variáveis que afetam o corte, podemos citar:

2.1.4.1 A folga horizontal entre as ferramentas (*clearance*);

A folga, *c*, é uma das mais importantes variáveis de corte e é definida como a distância entre as navalhas (ou entre punção e matriz, no caso de da estampagem e puncionamento) na direção horizontal (ZELT, 2006); (GOSH, 2005).

Embora ainda encontremos na literatura alguns valores fixos da fração percentual da espessura cortada recomendados como regra geral, raramente bons resultados são alcançados para todas as faixas de espessura ou tipos de materiais (ZELT, 2006).

A dificuldade em se encontrar uma folga adequada, assim como outros parâmetros de corte, tem sido amplamente estudada, principalmente para os materiais mais dúcteis como alumínio, cobre, latão e aços livres de intersticiais (KASUGA, 1977); (ATKINS, 1990); (ZHOU, 1996); (LI, 2000); (SULIMAN, 2001); (RIBEIRO, 2009). Além disso, quanto menor é a espessura do metal cortado, mais difícil é o ajuste da folga correta para a obtenção de um corte satisfatório (ZELT, 2006). A seguir, na Figura 7 podemos verificar uma referência para o ajuste de folga entre punção/matriz para o corte de aço baixo carbono com até 16 mm de espessura no processo de corte por estampagem (YOSHIDA, 2004).

Figura 7. Valores de referência para estampagem convencional (YOSHIDA, 2004).

Folgas excessivas fazem com a peça seja arrastada para o espaço entre as navalhas durante o corte resultando em grandes rebarbas e dobramento na mesma. Além da má qualidade do corte, esse arraste da peça pode acarretar uma sobrecarga da máquina com danos tanto nas navalhas quanto em componentes da tesoura (ASM, 1993).

Por outro lado, uma folga muito estreita aumenta a região de penetração, que fica significativamente encruada. Quanto mais profundo é o corte da borda, mais dominante é a condição de encruamento na deformação da borda. A ductilidade reduzida do material na borda encruada pode causar trincas por fragilização durante processamentos subsequentes. O encruamento pode ser estimado numericamente ou através da medição da dureza (SEO, 2005). Esse efeito pode ser verificado no estudo de Chan (1998) indicado na Figura 8:

Figura 8. Distribuição da dureza de uma barra aparada transversalmente: a) Medida no sentido axial da superfície para o interior do material e b) Medida no sentido radial do lado da região de deformação para o lado da rebarba (CHAN, 1998).

O efeito da folga na formação da região de deformação e da rebarba em diversos materiais foi estudado por Hilditch (2005) e está indicado na Figura 9:

Figura 9. O efeito da folga ajusta em diversos materiais na: a) Na fração da região de deformação e b) Na fração da altura da rebarba (HILDITCH, 2005).

Os valores das propriedades mecânicas em tração dos materiais estudados e indicados na Figura 9 podem ser verificados na Tabela 1:

Tabela 1. Valores de referência para estampagem convencional (HILDITCH, 2005).

Material	σ_e (MPa)	σ_t (MPa)	AL (%)	n
6111-T4 (Liga de Alumínio do sistema Al-Mg-Si)	190	310	23	0,19
CA5 (Aço ULC 0,002 – 0,005 %p C)	150	280	44	0,22
HA3P (Aço baixo carbono 0,04 – 0,07%p C)	280	360	32	0,20
AZ31-B (Liga de Magnésio)	250	290	23	-

Pesquisas e testes em corte por puncionamento revelaram que é possível trabalhar com um valor de folga entre punção matriz, maior do que o valor convencionalmente utilizado reduzindo a altura da rebarba ao ponto mais baixo e aumentando vida útil da ferramenta exponencialmente. Essa folga aumentada é chamada de folga engenheirada. O único efeito colateral desta abordagem é o desprendimento do descarte que tem seu tamanho reduzido e fica solto, necessitando de um sistema para o controle dos descartes

produzidos (TARKANY, 2004). Os valores de folga engenheirada, em comparação com a folga fechada e normal para diversos materiais estão indicados na Figura 10:

Figura 10. Relação entre altura da rebarba e a folga com a indicação dos pontos de folga fechada, normal e engenheirada no corte por puncionamento para diversos materiais. (TARKANY, 2004).

Normalmente uma folga otimizada resulta em uma borda do tipo 3, dependendo desse valor das propriedades mecânicas e da espessura da peça cortada (BLUESCOPE, 2003b). Hambli (2003) propõe que essa otimização ocorre quando a direção de propagação de trinca coincide com a linha que une os pontos de iniciação da trinca “A” e “B”, indicados na Figura 11. Isto resulta em uma superfície de fratura limpa sem a formação de trincas secundárias e com uma força necessária reduzida.

A fim de obter o valor de folga otimizado, o ângulo da linha que une os pontos de iniciação de trincas nas arestas das ferramentas superior e inferior, θ_d , e ao ângulo da direção de propagação da trinca ou ângulo de fratura, ϕ , devem coincidir (HAMBLLI, 2003). A Figura 11 a seguir ilustra essa geometria:

Figura 11. Ilustração do ângulo de propagação da trinca e do ângulo diagonal durante o corte por cisalhamento (HAMBLLI, 2003).

A partir das relações geométricas estabelecidas, temos que:

$$\theta_d = \arctg\left(\frac{c}{t - (H_c + H_D)}\right) \quad (1)$$

Algumas tesouras mecânicas são construídas para operar com uma folga fixa, e não são feitos ajustes para variações do tipo de material ou espessura ao longo da operação. Assim, a folga normalmente é definida para o material mais fino a ser cortado, e o corte duplo é evitado se a faixa de espessuras não for muito ampla (ASM, 1993).

2.1.4.2 O ângulo de inclinação entre as ferramentas (*rake angle*);

O ângulo conhecido como ângulo de inclinação ou ângulo de cisalhamento, α , é aquele formado pelas arestas de corte das navalhas superiores e inferiores e responsável pela “mordida” das ferramentas nas peças a serem cortadas (ASM, 1993); (BLUESCOPE, 2003b). A escolha do ângulo de inclinação é um compromisso entre a distorção aceitável da peça, a resistência da aresta cortante, a manutenção da afiação e o nível de forças possíveis, de acordo com a capacidade do equipamento (ATKINS, 1979); (BLUESCOPE, 2003b).

O aumento do ângulo de inclinação reduz a força necessária para cortar uma chapa de certa espessura, já que a peça é cortada progressivamente, ao invés de

instantaneamente, como no caso de navalhas paralelas (ASM, 1993). Isso também contribui para a redução do desgaste da ferramenta, como verificado nos processos de corte por estampagem (SEO, 2003). A principal desvantagem do uso de um ângulo muito alto é que ele aumenta consideravelmente o aparecimento de defeitos de distorção como dobramento, torção e camber, principalmente em peças menores (LAZINSKY, 2001). Grandes ângulos de inclinação também podem causar arraste das peças e, portanto, requerem altas forças de apoio para fixação do material de trabalho durante o corte (ASM, 1993).

Wisselink (2000) simulou o corte por guilhotina com diferentes ângulos de inclinação: $1,5^\circ$, 3° e 6° e verificou que os esforços de flexão aumentam com o aumento do ângulo de inclinação. Para o menor ângulo de inclinação de $1,5^\circ$ a peça sofre flexão durante o corte, mas permanece reta após o processo. Já para inclinações maiores, tanto a peça quanto o descarte se deformam permanentemente. Além disso, a distribuição das tensões muda, ocorrendo a diminuição da zona de deformação plástica e o aumento da localização à medida que se aumenta o ângulo de inclinação. Essa relação também foi notada em ensaios de corte de alumínio (LI, 2000). Uma ilustração do efeito da inclinação na geometria da frente da trinca e da zona de deformação está representada na Figura 12:

Figura 12. Ilustração da frente da trinca e da zona de deformação plástica formadas por uma determinada inclinação a) Para um corte em guilhotina e b) Para um corte em tesoura lateral (WISSELINK, 2000).

Enquanto que para o caso dos cortes por guilhotinas ou por estampagem o ângulo de inclinação é simplesmente aquele entre as ferramentas superiores e inferiores, no caso dos cortes com ferramentas circulares, como é o caso do corte lateral e do corte longitudinal, o ângulo de inclinação depende do diâmetro das navalhas e da sobreposição (folga vertical) ajustada (WISSELINK, 2000).

O estudo do comportamento Força x Deslocamento foi avaliado em simulação, comparando-se o efeito de ângulos de inclinação iguais a 0° , 3° e 6° . Foi observada a diminuição da força máxima e o aumento do deslocamento necessário para o corte na medida em que se aumentava o ângulo de inclinação, sendo que a menor energia global foi gasta no corte realizado com ângulo de 3° . Além disso, foi destacada a ausência de um estado estacionário para o corte ortogonal ($\alpha = 0^\circ$) (SANOUNI, 2010). Os valores do experimento estão indicados na Figura 13 a seguir:

Figura 13. Gráfico da força x deslocamento resultante da simulação do corte por guilhotina de uma chapa de aço com 10 mm de espessura usando diferentes ângulos de inclinação. (SANOUNI, 2010).

No geral, a literatura relata bons resultados em cortes realizados com ângulos de inclinação entre $0,5^\circ$ (1/115) a 3° (1/19). (ASM, 1993); (WISSELINK, 2000) (SULIMAN, 2001); (BLUESCOPE, 2003b); (SANOUNI, 2010). Essa faixa coincide

com a faixa ajustável das tesouras do tipo guilhotina com ângulo de inclinação variável disponíveis no mercado atualmente. As guilhotinas com ângulo fixo, normalmente vem com uma estrutura preparada com inclinação de 0,9 a 1,5° entre a navalha superior e inferior. É normal que tesouras com ângulos de inclinação maiores sejam mais econômicas que as com ângulos menores e de mesma capacidade, já que a estrutura no primeiro caso pode ser menos reforçada que a do segundo, entretanto, ao selecionar as tesouras é necessário considerar além do custo, os níveis de distorção aceitáveis para as peças cortadas (BLUESCOPE, 2003b).

2.1.4.3 O raio de afiação das arestas cortantes das ferramentas;

A iniciação da trinca ocorre em regiões altamente deformadas, particularmente aquelas sob tensão hidrostática local (ATKINS, 1979). Nesse aspecto, a aresta de corte das ferramentas nos processos de corte por cisalhamento tem papel fundamental, já que a área em torno desse canto vivo é submetido a grandes deformações plásticas (GOLOVASHCHENKO, 2006). Dessa maneira, a arestas das ferramentas agem como concentradores de tensão, provocando a indentação e, conseqüentemente, o início das trincas nas superfícies superior e inferior da peça cortada (DIETER, 1981). A Figura 14 ilustra esse efeito:

Figura 14. Influência da aresta de corte na iniciação das trincas: (a) Ilustração do início das trincas; (b) Distribuição do dano acumulado em simulação de aparamento lateral (GOLOVASHCHENKO, 2006).

À medida que o desgaste da ferramenta evolui menor é o poder concentrador de tensão da mesma. Na literatura (SLOMP, 2004), podemos verificar, para o caso do corte por estampagem, um aumento na força máxima de perfuração, como resultado de um maior raio de afiação do punção. Da mesma maneira, um aumento do atraso no início da formação da região de corte (representado pelo deslocamento do punção durante o pico de força) e a supressão da fratura definitiva da peça (indicada pela queda repentina da força de perfuração) ocorrem com o aumento do raio. A redução da força de perfuração durante o corte, indicada pelo declive da curva após o pico, também é afetada pelo raio da ferramenta (SLOMP, 2004). Essas relações podem ser percebidas no gráfico da Figura 15:

Figura 15. Gráfico da força x deslocamento para a perfuração, reproduzindo o corte por estampagem de um aço laminado a frio com a espessura inicial de 1,6mm. (SLOMP, 2004).

Efeitos similares também puderam ser constatados em simulação de corte por guilhotina, com diferentes raios de afiação (SANOUNI, 2010). Foi notado que além da força de corte estacionária (F_{est}), o deslocamento total da ferramenta (w_{total}), é muito sensível ao desgaste de ferramentas. O Gráfico da Figura 16 mostra os resultados desse experimento:

Figura 16. Gráfico da força x deslocamento resultante da simulação do corte por guilhotina de uma chapa de aço com 10 mm de espessura usando diferentes condições de desgaste da navalha (SANOUNI, 2010).

A força de corte estacionária, o deslocamento total e o trabalho mecânico estão resumidos na Tabela 2, para os três estados de afiação, com $\alpha = 3^\circ$.

Tabela 2. Resultados do corte para diferentes estados de desgaste das navalhas em um corte por guilhotina (SANOUNI, 2010).

Raio de afiação (mm)	F_{est} (kN)	w_{total} (mm)	Ω (J)	Variação do trabalho
R = 0	157	15,25	1998	Referência
R = 1	325	16,50	4022	+ 101 %
R = 2	377	17,00	4665	+ 134 %

A influência do raio de afiação também foi estudada e simulada com boa precisão na formação da rebarba no perfil de corte (HAMBLI, 2002). Altura da rebarba era maior, quanto maior era o raio de afiação das ferramentas de corte por estampagem. O Gráfico da Figura 17 ilustra esse comportamento:

Figura 17. Influência do desgaste da navalha na altura rebarba gerada no corte por estampagem (HAMBLI, 2002).

Embora os autores apresentem alguma divergência no que se referem aos valores limites dos raios definidos como excessivamente desgastado ou novo para os diversos processos, a maioria dos resultados parece mostrar a mesma tendência (HAMBLI, 2002); (SLOMP, 2004); (CHEROUAT 2006); (SANOUNI, 2010).

Foi notado ainda que a fração da região de corte na borda é fortemente influenciada pela afiação das ferramentas e secundariamente pelas folgas (LI, 2000) e que para folgas reduzidas, o efeito da geometria da ferramenta no perfil de corte é mais pronunciado do que as propriedades do material (HILDITCH, 2005).

2.1.4.4 A velocidade de corte;

A partir de experiências de corte por estampagem relatadas na literatura, sabe-se que o corte em alta velocidade produz resultados diferentes do que aqueles em baixas velocidades. Isso significa que para altas velocidades de punção (1-10 m/s) ou altas velocidades de linha de corte (300 m/min) a sensibilidade da tensão de escoamento à taxa de deformação e à temperatura torna-se importante (WISSELINK, 2000).

No geral, baixas velocidades de avanço da ferramenta produzem uma superfície cisalhada mais grosseira e à medida que a velocidade é aumentada, uma superfície

cisalhada mais limpa é obtida. Velocidades entre 21 a 24 m/min podem ser usadas sem dificuldade no corte de metais recozidos em guilhotinas. Independentemente da velocidade utilizada, uma força adequada de apoio é obrigatória (ASM, 1993).

Durante corte por estampagem de alta velocidade, a força e velocidade na ferramenta são superiores ao corte tradicional. Como resultado, a zona de corte tem uma maior taxa de deformação, que afeta a temperatura da superfície da peça cortada e a superfície da ferramenta. O calor gerado na zona de deformação altamente localizada não se dissipa facilmente no material da peça. Isso provoca uma concentração de alta temperatura na zona estreita de cisalhamento (ALTAN, 2007); (KALPAKJIAN, 2008). Esse fenômeno pode ser visualizado na Figura 18 a seguir, onde a deformação é confinada a uma estreita zona de cisalhamento de alta velocidade e a temperatura é mais elevada do que no caso com baixa velocidade de corte:

Figura 18. Deformação e aumento da temperatura na zona de cisalhamento em um corte por puncionamento em: (a) baixa velocidade e; (b) alta velocidade (KALPAKJIAN, 2008).

O limite de escoamento dos metais diminui com o aumento da temperatura e aumenta para maiores taxas de deformação. Cerca de 90% do trabalho de deformação plástica é convertido em calor, o que leva a um aumento na temperatura na zona de deformação. Especialmente no caso de grandes deformações e altas taxas de

deformação, quando o calor produzido não tem tempo para ser conduzido longe da zona de deformação, cisalhamento termicamente assistido ou adiabático pode ser observado (WISSELINK, 2000).

Uma das vantagens do corte de alta velocidade é que as temperaturas de até 980 °C geradas na zona de corte criam um efeito de alívio de tensões dentro do material. O encruamento, que ocorre devido à grande deformação localizada, pode até ser neutralizado. Devido ao alívio de tensões, o material pode suportar uma grande quantidade de deformação até que a resistência ao cisalhamento seja excedida e o material frature. Como resultado, as tensões internas e as fraturas, relacionadas com a deformação, são reduzidas drasticamente.

No entanto, essas vantagens são dependentes dos materiais. Por exemplo, o calor produzido a partir do corte de alta velocidade, se dissipa mais rapidamente quando se corta cobre e alumínio devido à sua elevada condutividade térmica. As condições ideais do processo de corte de alta velocidade são alcançadas quando o encruamento é reduzido devido ao efeito de alívio de tensão. Isto significa que a velocidade de corte ideal tem que ser grande o suficiente para que a temperatura seja maior, mas não tão grande, a ponto do tempo ser insuficiente para a ocorrência do alívio de tensões. Estes efeitos melhoram a qualidade de borda da peça, diminuindo a altura da rebarba e da fração da zona de deformação e aumentando a fração da zona de corte (dentro de uma faixa determinada de velocidade). Assim as distorções tendem a ser menores nas peças produzidas em corte de alta velocidade do que em baixa velocidade (ALTAN, 2007).

Além da condutividade térmica, outra propriedade que depende do material para diferenciar os cortes em alta ou baixa velocidade é a sensibilidade à taxa de deformação. Aços para estampagem profunda têm valores de sensibilidade à taxa de deformação relativamente elevados, o que significa que um aumento na taxa de

deformação em uma região localizada causaria o aumento na resistência à deformação. Um valor de sensibilidade à taxa de deformação baixo ou igual a zero, como no caso do alumínio, significa que um aumento na taxa de deformação para uma região localizada resultante do afinamento não causaria um aumento na resistência à deformação e a fratura, na verdade, seria promovida. Os aços para estampagem profunda, em contrapartida, tendem a resistir à deformação localizada, espalhando a deformação na região circunjacente, resultando em maior deformação da peça e, portanto, uma maior penetração do punção para a fratura (HILDITCH, 2005).

2.1.4.5 As características do material a ser cortado;

Os processos de corte por cisalhamento e a qualidade das superfícies obtidas são influenciados não somente pelas variáveis descritas anteriormente, mas também pelas características do material a ser cortado, como: a espessura, a microestrutura e as propriedades mecânicas (HAMBLI, 2003). Embora as propriedades mecânicas estejam relacionadas diretamente a microestrutura, é importante tratá-las separadamente, pois em diversos casos foram constatados resultados diferentes de corte em materiais com propriedades mecânicas similares e microestruturas distintas (HILDITCH, 2005).

A espessura da peça a ser cortada é uma variável de extrema importância a ser considerada no corte, inclusive na especificação da capacidade do equipamento a ser utilizado. Para um mesmo material, espessuras menores demandam ajustes de folgas mais fechadas e espessuras maiores, folgas mais abertas (ASM, 1993). Normalmente as maiores dificuldades em se encontrar um ajuste ótimo são encontradas ao tentar se cortar espessuras reduzidas (TARKANY, 2004); (ZELT, 2006). Parte dessa dificuldade pode ser explicada pelos maiores efeitos de escala (BATALHA, 2005) e

parte pela maior relevância das folgas e tolerâncias inerentes aos equipamentos de corte, nesses casos.

Pode-se atribuir à microestrutura do material a ser cortado um dos fatores de maior influência no sucesso da operação (FERREIRA FILHO, 2006). No geral, uma microestrutura refinada e uniforme de grãos tende a resultar em uma superfície de fratura de maior qualidade. Por outro lado, uma microestrutura heterogênea e de grãos grosseiros pode gerar uma superfície de corte irregular que tende a conter trincas. Isto é particularmente verdadeiro no caso de chapas laminadas a quente, que normalmente apresentam microestruturas de grãos grosseiros e não uniformes (SEO, 2005). Diversos estudos têm relacionado à ocorrência de problemas de qualidade em bordas de chapas de aço aparadas lateralmente à presença de grãos grosseiros e microestrutura heterogênea proveniente das variações de temperatura durante a laminação a quente (CARVALHO, 1999); (RIBEIRO, 2009).

Além do tamanho dos grãos, a fração, a distribuição e morfologia de precipitados e segundas fases presentes em uma matriz metálica exercem forte influência nas características da borda cisalhada (WISSELINK, 2000); (SANOUNI, 2010).

No estudo do corte por estampagem de precisão do aço SAE 1045, constatou-se que a otimização do corte era alcançada através da completa esferoidização da cementita e outros carbonetos presentes na microestrutura do material laminado a quente (ALTAN, 1998); (FERREIRA FILHO, 2006).

A ilustração no canto superior direito da Figura 19 é uma representação esquemática da microestrutura de um aço SAE 1045, que não sofreu recozimento. A microestrutura, típica de um aço hipoeutetóide, compreende ferrita primária e perlita. Nesse caso, as lamelas de cementita dura têm que ser rompidas quando o punção penetra no material. O resultado é a ocorrência de rasgamento (*tearing*) com corte

secundário e fratura na superfície de corte. A ilustração no canto superior esquerdo da Figura 19 mostra o mesmo aço em um estado recozido, esferoidizado. A microestrutura compreende uma matriz de ferrita com cementita esferoidal incorporada. Neste caso os grãos de cementita esferoidais não são divididos durante o processo de corte, mas pressionados para dentro da matriz ferrítica macia, permitindo um corte sem anomalias (ALTAN, 1998).

Figura 19. Representação esquemática de um corte por estampagem de precisão, realizado em uma chapa de aço com uma microestrutura adequada (esquerda) e uma inadequada (direita) (ALTAN, 1998).

As propriedades mecânicas do material, independente de como a microestrutura se apresenta, também exercem forte influência no projeto, ajuste e qualidade do corte. Uma folga ideal depende do limite de resistência e limite de escoamento do material. Quanto maior o limite de resistência à tração e de escoamento, maior a distância recomendada entre as ferramentas de corte. A literatura cita ainda que quanto maior a

diferença entre o limite de resistência e o de escoamento, maior será a rebarba, independentemente da folga usada (TARKANY, 2004). Gosh (2005) relaciona a extensão da formação da rebarba, diretamente à ductilidade do material, sendo menor para materiais com alongamentos mais baixos. É relacionada também a ductilidade, a maior tendência da geração de corte secundário. Quando os metais macios são cortados, uma folga insuficiente provoca corte duplo (secundário), que aparece como uma área polida na parte superior e inferior da borda cortada com uma área grosseira entre as arestas polidas (ASM, 1993).

Outro fenômeno relacionado às propriedades mecânicas do material é o recuo elástico (*springback*) que se torna um problema principalmente no corte por estampagem devido às variações dimensionais provocadas nas peças e pelos choques e vibrações, impostos ao equipamento (KALPAKIJIAN, 2008).

As propriedades dos materiais que controlam a quantidade de recuo elástico que ocorre após uma operação de conformação/corte são o módulo de elasticidade (E), o limite de escoamento (σ_e) e a inclinação da curva tensão/deformação verdadeira ($d\sigma_v/\epsilon_v$) (ASM, 1993).

Na seleção de materiais para uma aplicação particular, um compromisso geralmente deve existir entre as propriedades funcionais requeridas da peça a ser fabricada e as propriedades de conformação dos materiais disponíveis (ASM, 1993). Baseado nas características requeridas em um material para o sucesso nos processos de conformação, podemos intuitivamente sugerir que para o sucesso em operações de corte o material de trabalho deve:

- i) Localizar a deformação, concentrando-a próxima ao plano cisalhante;
- ii) Atingir níveis baixos de tensão e de energia gasta para a fratura;

- iii) Resistir às tensões compressivas sem deformação excessiva ou flexão pronunciada;
- iv) Favorecer a fratura devido às tensões cisalhantes no plano;
- v) Reter a forma da peça após o processo;
- vi) Manter uma superfície lisa, resistir a danos na superfície e irregularidades de borda.

Alguns processos podem ser realizados com sucesso somente quando as propriedades características do material de trabalho estão dentro de uma faixa estreita. Mais freqüentemente, o processo pode ser adaptado para acomodar mudanças nas propriedades dos materiais de trabalho em uma determinada faixa, embora muitas vezes à custa de menores produções e/ou maiores desperdícios de material (ASM, 1993).

Três propriedades do material determinam a distribuição das tensões em uma operação de conformação:

- i) O coeficiente de encruamento ou n ;
- ii) A sensibilidade a taxa de deformação ou m ;
- iii) O fator de anisotropia ou r .

A capacidade de distribuir uniformemente a tensão depende dos valores de n e m . A capacidade de atingir altos níveis de deformação global depende de muitos fatores, tais como o material base, os elementos de liga, o tratamento térmico, o valor de n , o valor m , o valor de r , a uniformidade de espessura e a ausência de defeitos e inclusões.

O valor de n , ou coeficiente de encruamento, é determinado pela dependência da tensão no regime plástico com o nível de deformação. Em materiais com um valor de n elevado, a tensão aumenta rapidamente com a deformação. Isso tende a distribuir deformação adicional nas regiões com tensão no regime plástico e menores

deformações. Um valor alto de n também é uma indicação de boa conformabilidade em uma operação de alongamento (ASM, 1993). A expressão potencial que relaciona o coeficiente de encruamento com a tensão e a deformação verdadeiras está indicada na Equação 2.

$$\sigma_v = k \cdot \varepsilon_v^n \quad (2)$$

Onde:

k é uma constante conhecida como coeficiente de resistência.

A Equação 2 fornece uma boa aproximação para a maioria dos aços, mas não é muito precisa para aços bifásicos e algumas ligas de alumínio.

O valor de m , ou a sensibilidade a taxa de deformação, é definido por:

$$m = \frac{d \ln \sigma_v}{d \ln \dot{\varepsilon}_v} \quad (3)$$

Onde $\dot{\varepsilon}_v$ é a taxa de deformação $d\varepsilon_v/dt$. Isto implica em uma relação da forma:

$$d\sigma_v = f(\varepsilon_v) \cdot \dot{\varepsilon}_v^m \quad (4)$$

ou

$$d\sigma_v = k \cdot \varepsilon_v^n \cdot \dot{\varepsilon}_v^m \quad (5)$$

Onde a Equação 4 incorpora a Equação 2 entre tensão e deformação.

A sensibilidade da taxa de deformação positiva indica que a tensão no regime plástico aumenta com a taxa de deformação. Isto tem duas consequências: Em primeiro lugar, tensões maiores são requeridas para conformar peças a taxas mais elevadas. Em segundo lugar, a uma determinada taxa de formação, o material resiste mais à deformação em regiões que estão sendo deformadas mais rapidamente do que nas regiões adjacentes, aumentando a tensão nestas regiões. Isso ajuda a distribuir a tensão mais uniformemente.

A necessidade de maiores tensões em uma operação de conformação geralmente não é uma consideração importante, mas a capacidade de distribuir deformação pode ser crucial. Isto se torna particularmente importante na região posterior ao alongamento uniforme, onde a estricção e as altas concentrações de tensão ocorrem. Uma relação aproximadamente linear tem sido relatada entre o valor m e o alongamento pós-uniforme para uma variedade de aços e ligas não ferrosas. À medida que o valor de m aumenta de -0,01 para 0,06, o valor do alongamento pós-uniforme aumenta de 2 para 40%. Metais na faixa superplástica têm altos valores m entre 0,2 e 0,7, que são de uma a duas ordens de grandeza maior do que os valores típicos para o aço. À temperatura ambiente, alguns metais, como alumínio e ligas de cobre, tem valores m baixos ou ligeiramente negativos, o que explica seu baixo alongamento pós-uniforme (ASM, 1993).

O valor de r , ou a razão de deformação plástica, refere-se à estampabilidade e é conhecido como o fator de anisotropia. Esta é definida como a razão entre a deformação verdadeira na largura e a deformação verdadeira na espessura, na região de alongamento uniforme de um ensaio de tração:

$$r = \frac{\varepsilon_{vw}}{\varepsilon_{vt}} = \frac{\ln\left(\frac{w}{w_0}\right)}{\ln\left(\frac{t}{t_0}\right)} \quad (6)$$

O valor de r é uma medida da capacidade de um material de resistir ao afinamento. Um valor de r elevado indica um material com boas propriedades para estampagem.

O valor de r muda freqüentemente com a direção na chapa. Na operação de estampagem de um copo cilíndrico, essa variação leva a um copo com uma parede que varia de altura, um fenômeno conhecido como “orelha”. Por isso, é comum se medir o valor de r médio, ou anisotropia normal, r_m , e a anisotropia planar, Δr .

A propriedade r_m é definida como $(r_{0^\circ} + 2r_{45^\circ} + r_{90^\circ}) / 4$, onde os subscritos referem-se ao ângulo entre o eixo de tração e a direção de laminação. O valor de Δr é definido como $(r_{0^\circ} - 2r_{45^\circ} + r_{90^\circ}) / 2$. É uma medida da variação de r com a direção no plano de uma chapa. O valor de r_m determina a profundidade média (ou seja, a altura da parede) da estampagem mais profunda possível. O valor de Δr determina a extensão da orelha. Uma combinação de um valor alto de r_m com um valor baixo de Δr proporciona uma boa estampabilidade.

Aços baixo carbono laminados a quente possuem valores de r_m variando de 0,8 a 1,0; Para os aços efervescentes laminados a frio esses valores giram entre 1,0 e 1,4 e para os aços acalmados ao Al laminados a frio entre 1,4 e 2,0. Aços livre de intersticiais têm valores variando de 1,8 a 2,5, e ligas de alumínio de 0,6 a 0,8. O máximo valor teórico r_m para um aço ferrítico é de 3,0 tendo sido relatado na literatura um valor medido de 2,8 (ASM, 1993).

Estima-se que a fratura ocorra quando a deformação máxima torna-se igual ao alongamento máximo obtido no ensaio de tração, embora, esta abordagem não levar em conta a variação da ductilidade do material em diferentes estados de tensão. Uma abordagem semelhante foi usada na análise do corte de barras envolvendo um método de visco-plasticidade no intuito de melhor elucidar o fenômeno (GOLOVASHCHENKO, 2006). Muitos autores ainda relacionam a resistência ao cisalhamento a uma fração da tensão limite de resistência obtido no ensaio de tração. Esses valores variam de 0,5 a $0,8\sigma_t$ para cortes convencionais (BLUESCOPE, 2003a); (KALPAKIJIAN, 2008); (RODRIGUES, 2010); (MARCOS, 2007) e de 0,9 a $1,2\sigma_t$ para cortes de precisão (RODRIGUES, 2010). A Tabela 3 mostra os valores de resistência o cisalhamento para diversos materiais:

Tabela 3. Valores de resistência ao cisalhamento e fração da região de corte no estado recozido e encruado para diversos materiais (AVALONE, 2006).

Material	Estado recozido		Estado encruado	
	Resistência ao cisalhamento τ_f (MPa)	Fração da região de corte (%)	Resistência ao cisalhamento τ_f (MPa)	Fração da região de corte (%)
Chumbo	24	50	Recozido a 25°C	...
Estanho	34	40	Recozido a 25°C	...
Alumínio 2S, 3S	62 - 76	60	90 - 110	30
Alumínio 52S, 61S e 62S	83 - 124	...	165 - 207	...
Alumínio 75S	152	...	317	...
Zinco	97	50	131	25
Cobre	152	55	193	30
Latão	228 - 241	50 - 55	359	25 - 30
Bronze 90-10	...	...	276	38
Bronze Tobin	248	25	290	28
Aço 0,10%C	241	50	296	28
Aço 0,20%C	303	40	379	22
Aço 0,30%C	359	33	462	17
Aço 0,40%C	427	27	538	9
Aço 0,60%C	552	20	703	5
Aço 0,80%C	669	15	876	2
Aço 1,00%C	793	10	1034	...
Aço inox	393	39	...	...
Aço ao silício	448	30	...	...
Níquel	241	55	...	...

Fraturas cisalhantes devido a tensões cisalhantes no plano são predominantes em materiais de alta resistência trabalhados a frio, especialmente quando defeitos internos, tais como inclusões, estão presentes. Combinações típicas de deformação que causam fraturas de cisalhamento são mostradas no diagrama limite de conformação na Figura 20.

Figura 20. Diagrama limite de conformação incluindo fratura de cisalhamento (ASM, 1993).

Para este material, a Figura 20 mostra que, em níveis de tensão elevados nas regiões perto $\varepsilon_{v2} = \pm \varepsilon_{v1}$, a falha ocorre por cisalhamento antes do início da estrição. A posição e a forma da curva de fratura por cisalhamento dependem do material, do seu tratamento térmico, e do grau de deformação a frio imposto previamente. No geral, a disponibilidade de dados sobre fratura por cisalhamento é limitada na literatura (ASM, 1993).

2.2 AÇOS LIVRES DE INTERSTICIAIS

Os aços “IF”, ou livre de elementos intersticiais (do inglês *Interstitial free*), são destaque do grupo de aços para estampagem especial (EEP-IF) produzidos pela CSN. Sua ótima conformabilidade permite a confecção de peças de elevado nível de complexidade, graças aos baixíssimos níveis de impureza (carbono e nitrogênio). Em função de sua excelente conformabilidade, aliada à característica de não apresentar o fenômeno de envelhecimento, esses aços permitiram evolução nos novos projetos de componentes para carrocerias de automóveis (CSN, 2009).

Os aços IF só puderam ser produzidos a partir de meados da década de 70 devido aos avanços tecnológicos, ocorridos nos processos de fabricação (principalmente na aciaria), que permitiram a produção de aços acalmados de ultra baixo carbono e nitrogênio, 0,001-0,005 % C e menos de 0,003% N (em peso), com custos relativamente baixos (CRAMB, 1990).

A desgaseificação à vácuo do aço é necessária para a obtenção de níveis muitos baixos de carbono (menor que 0,005%). Atualmente, o aço IF é produzido utilizando-se um desgaseificador do tipo RH (Ruhrstahl-Heraeus System). Neste desgaseificador, dois tubos (*snorkes*) refratários são imersos no interior da panela com aço líquido. Faz-

se vácuo na câmara acima dos tubos, e argônio é injetado no interior do aço através de diversos pontos de injeção localizados em um dos tubos. O argônio local reduz a densidade aparente do aço e causa um movimento ascendente do aço líquido, que entra na câmara e, subseqüentemente, retorna desgaseificado à panela através do segundo tubo. Por intermédio desta diferença de densidades é estabelecido o fluxo de circulação. A descarburização ocorre pela reação:

Devido à redução da pressão parcial do monóxido de carbono, a reação é deslocada para a direita. O teor de carbono pode ser estimado através de modelagens matemáticas aplicadas ao desgaseificador.

No lingotamento contínuo a absorção de carbono pode atingir até 10 ppm, por isso o controle é feito dentro de uma margem de segurança estreita. Na prática, é necessário evitar a absorção de carbono reduzindo o teor de carbono dos refratários, eliminando o uso de isolantes contendo carbono e eliminando ou reduzindo o teor de carbono do pó moldante (CRAMB, 1990). O fluxo com as etapas de produção do aço IF na aciaria a partir do ferro-gusa pode ser visto na Figura 21.

Figura 21. Fluxo de Produção do aço IF.

Os baixíssimos teores de carbono e nitrogênio, da ordem de 50 ppm, a adição de microligantes e uma matriz ferrítica extremamente limpa, praticamente livre de

elementos em solução sólida e inclusões propiciaram uma conformabilidade superior comparativamente aos aços baixo carbono convencionais (MARTINS, 1998). Basicamente, existem três concepções para o projeto destes aços, que são: microligados ao Ti, ao Nb e ao Ti / Nb, podendo ter ainda adições de boro (MARTINS, 1998; PEREIRA, 1999).

A faixa de variação típica da composição química destes aços é mostrada na Tabela 4 (KRAUSS, 1991).

Tabela 4. Faixa de composição química (% peso) típica de aços IF (KRAUSS, 1991).

C	Si	Mn	P	Al	N	Nb	Ti	S
0,002 – 0,008	0,01 – 0,003	0,1 – 0,34	0,01 – 0,02	0,03 – 0,07	0,001 – 0,005	0,005 – 0,040	0,01 – 0,11	0,004 – 0,010

2.2.1 A Influência dos elementos de liga no processo metalúrgico

A adição de elementos microligantes nos aços ocasiona um efeito bastante significativo nas propriedades mecânicas. Os microelementos típicos são o Nb, o V e o Ti que podem ser adicionados individualmente ou combinados. Estes elementos precipitam como carbonetos, nitretos ou carbonitretos na austenita e na ferrita durante o processamento termomecânico, contribuindo para alterar as propriedades termomecânicas através de uma variedade de efeitos microestruturais. O Ti é mais indicado para o controle do tamanho de grão durante o reaquecimento. Já a adição do Nb é feita para o controle do tamanho de grão austenítico durante a etapa de esboçamento e acabamento na laminação a quente, retardando a recristalização (NEVES, 2002). Estes elementos microligantes, devido aos efeitos que os mesmos causam na microestrutura e propriedades mecânicas do aço, são decisivos na boa qualidade de corte lateral, pois sua adição resulta numa microestrutura refinada, com limite de resistência da ordem de 300 MPa.

Nos aços IF com mais de 0,025% Nb, a recristalização da austenita é severamente retardada pelo Nb em solução a temperaturas próximas da temperatura de transformação (NAJAFI-ZADEH, 1992).

Apesar do baixo teor de átomos intersticiais dos aços IF, o C e N residuais em solução podem afetar a textura durante processo de recozimento contínuo após a laminação a frio, promover o endurecimento ou o envelhecimento do material recozido. O Ti e/ou Nb são adicionados para promover a formação de precipitados estáveis de Ti e Nb, que evitam que o C e N permaneçam em solução sólida (KRAUSS, 1991). O envelhecimento poderia ainda ser evitado através de uma maior redução do teor de C, para porcentagens menores do que 13 ppm, como mostrado por Alaoua et al. (ALAOUA, 1994).

Os elementos de liga Ti e Nb formam carbonetos, nitretos e carbonitretos, os quais, como relatado anteriormente, melhoram a textura pela redução dos teores de C e N em solução. Além disso, estes precipitados retardam a migração de contornos de alto ângulo e por esta razão reduzem as taxas de nucleação e crescimento dos grãos recristalizados (WILSHYNSKY, 1991). A recristalização pode ser retardada por precipitados através do ancoramento de contornos de grão e de subgrãos e também da subestrutura de discordâncias (WEISS, 1981). Para que os contornos de grãos sejam ancorados, a distribuição dos precipitados deve satisfazer dois critérios (REGONE, 2001):

- i) O tamanho de partícula e espaçamento entre elas deve ser menor que os valores críticos apropriados.
- ii) Uma fração volumétrica mínima de precipitados é necessária para manter o espaçamento abaixo do valor crítico.

Na prática, isto significa que uma fina dispersão de precipitados retarda a recristalização porque promove o ancoramento dos contornos de subgrãos e discordâncias

e a restrição ao crescimento de grão. Os precipitados encontrados na austenita podem ser separados em três tipos: aqueles que não são dissolvidos durante o reaquecimento; precipitados formados dinamicamente durante a deformação; e precipitados induzidos por deformação, formados após a deformação devido à queda de temperatura que causa o aumento dos sítios energeticamente favoráveis, as discordâncias, para a nucleação destes precipitados (CARNEIRO, 2001). Entretanto, tanto os precipitados formados dinamicamente quanto aqueles induzidos por deformação podem ser responsáveis pelo retardamento da recristalização (REGONE, 2001).

Embora a taxa de crescimento de grãos com orientação $\{111\}$ também seja reduzida, ela ainda é superior a dos grãos com outras orientações (HUTCHINSON, 1984), melhorando a textura $\{111\}$. Uma comparação entre as principais características dos aços IF em função das adições de Ti e/ou Nb é mostrada na Tabela 2 (modificada de PEREIRA, 1999). Vale ressaltar, que os coeficientes de anisotropia normal (r_m) e planar (Δr) são funções da textura cristalográfica desenvolvida no material após o recozimento da tira, processo este, posterior à laminação a frio do aço. As temperaturas de recristalização referidas na Tabela 5 são definidas para o processo posterior à decapagem e laminação a frio dos aços, processo este, denominado recozimento contínuo de chapas, onde a chapa ou tira de aço é aquecida numa temperatura variando entre 600°C a 750°C para alívio das tensões residuais inseridas pelo processo de laminação a frio. Estas condições não são aplicadas às condições de laminação a quente.

Tabela 5. Características dos aços IF em função das microadições utilizadas (Tabela modificada de Pereira, 1999).

Aço	Alongamento e valor de “r_m”	Δr	Temperatura de recristalização
Ti	EXCELENTE	REGULAR	BAIXA
Ti – Nb (Ti > Nb)	EXCELENTE	BOM	BAIXA
Ti – Nb (Ti < Nb)	BOM	BOM	ALTA
Nb	BOM	BOM	ALTA

2.2.2 O efeito do Ti no aço IF

O Ti é muito efetivo em combinar-se com o N, S e C formando facilmente o TiN e TiS, antes do TiC. O mínimo de quantidade necessária para que o Ti combine com todos esses elementos e estabilize o aço IF-Ti, é baseada na abordagem estequiométrica:

$$Ti = 4.(\%C) + 3,42.(\%N) + 1,5.(\%S) \quad (8)$$

Tem sido proposto que a adição de Ti acima da quantidade requerida para combinar com todo o C, N e S é benéfica no aumento de r_m (GUPTA, 1989). O Ti em excesso (Ti_{exc}) para estabilizar o N, S e C é dado pela Equação:

$$Ti_{exc} = \%Ti_{TOTAL} - 4.(\%C) - 3,42.(\%N) - 1,5.(\%S) \quad (9)$$

Embora os aços IF-Ti sejam os menos sensíveis às variações de composição química e de processamento, estes exibem uma alta anisotropia das propriedades mecânicas (SATO, 1985).

O efeito do Ti_{exc} nas propriedades mecânicas do aço IF-Ti pode ser visto na Figura 22.

Figura 22. Efeito do teor de Ti em excesso sobre as propriedades mecânicas e o tamanho de grão do aço IF-Ti (PRADHAN, 1996).

O efeito positivo Ti_{exc} até um valor de 0,04% está de acordo com vários estudos e é atribuído ao crescimento do tamanho de grão ferrítico (GUPTA, 1989). Entretanto, um valor excessivo de Ti_{exc} ($>0,04\%$), dentro das condições descritas por Pradhan (1996), proporciona um pequeno efeito negativo nas propriedades mecânicas, o qual pode ser explicado pelo retardamento do processo de recristalização.

O Ti melhora significativamente a estampagem profunda dos aços IF, pois ele estabiliza o C, formando TiC. Por outro lado, os aços ao Ti são aqueles que apresentam maior tendência a fragilização. O aumento da resistência mecânica proporcionada pelo fósforo é menos efetivo devido ao agregado de Ti, o qual tende a formar fosfato (OLIVEIRA, 2003). Além disso, os aços IF ao Ti, tem uma forte tendência à formação de defeitos de perda de aderência no revestimento devido à formação do intermetálico Fe-Zn (*powdering*). Isso ocorre devido ao fato do Ti promover um contorno de grão mais “limpo” com fácil difusão na camada Fe-Zn. Desse modo, os aços IF ao Nb ou ao Ti-Nb são mais empregados para a fabricação de chapas “galvanneal”, que requerem baixa anisotropia planar e/ou boa aderência da camada galvanizada (OLIVEIRA, 2003).

2.2.3 A influência das condições de processo nas propriedades do aço IF

As condições sob as quais é feita a laminação a quente dos aços IF podem afetar as características desses materiais laminados a frio, especialmente do ponto de vista de sua estampabilidade, que é primordial neste tipo de produto (GORNÍ, 2002).

É necessário que exista um controle de diversos parâmetros do processo, tais como temperatura de acabamento, temperatura de bobinamento e a quantidade de redução a quente para obterem-se boas propriedades finais nos aços IF.

2.2.3.1. Temperatura de acabamento

Muitos estudos têm sido feitos, a partir de meados da década de 80, para se analisar os efeitos da temperatura de acabamento na laminação a quente sobre as propriedades mecânicas dos aços IF. Estes estudos demonstraram claramente que a estampabilidade

de chapas finas laminadas à frio e recozidas diminui com a queda da temperatura de acabamento, ou seja, quando a laminação é feita abaixo do campo austenítico (AVILA, 1998), o que pode ser visto na figura 23. Neste caso, há a formação de grãos grosseiros, diminuindo sua conformabilidade.

Assim sendo, é necessário que a laminação de acabamento seja feita na região austenítica, a uma temperatura mais alta que Ar_3 , para se obter uma estrutura de grãos finos e uniformes na tira a quente, obtendo-se altos valores de r_m . O tamanho de grão ideal para se conseguir uma textura cristalográfica final adequada para alta estampabilidade deve estar abaixo de $15\ \mu m$ (ASTM 9 a 9,5) (GORN, 2002).

Figura 23. Efeito da temperatura de acabamento no valor de anisotropia normal e no alongamento (AVILA, 1998).

2.2.3.2. Temperatura de bobinamento

A temperatura de bobinamento é um importante parâmetro que controla as propriedades mecânicas e a temperatura de recristalização.

Quando se empregam altas temperaturas de bobinamento, as propriedades mecânicas dos aços IF melhoram, ou seja, aumentam sua ductilidade pelo aumento do

valor de r_m como pode ser visto na figura 24 e sua resistência mecânica diminui (KATOH, 1985). Isso se deve ao fato de temperaturas elevadas de bobinamento acarretarem em precipitados grosseiros e amplamente dispersos, que são mais difíceis de se dissolverem, favorecendo a estampabilidade, pois não elevam o teor de carbono em solução sólida (KATOH, 1985).

Além disso, pode-se observar que o efeito da temperatura de bobinamento é influenciado também pela porcentagem de Ti em excesso (Ti_{exc}).

Figura 24. Efeito da Temperatura de Bobinamento no valor de r_m de aços IF-Ti (KATOH, 1985).

Do mesmo modo, um aumento nesta temperatura acarreta numa menor temperatura de recristalização, figura 25, com a redução sendo maior para o aço IF - Nb e menor para o aço IF - Ti. Como consequência, temperaturas de recozimento mais baixas podem ser usadas para aços IF com alta temperatura de bobinamento (GUPTA, 1989).

Figura 25. Efeito da Temperatura de Bobinamento na Temperatura de Recristalização de aços IF-Nb, IF-Nb/Ti e IF-Ti (GUPTA, 1989).

Com a diminuição da temperatura de bobinamento, tem-se um aumento na resistência mecânica e a diminuição do valor de r_m , devido à formação de precipitados finos que se dissolvem mais rapidamente, elevando o teor de carbono em solução sólida.

Vários autores (TOKUNAGA, 1989); (KATOH, 1985) têm analisado o efeito da temperatura de bobinamento nas propriedades finais dos aços IF. Verificaram que as propriedades plásticas melhoram com o aumento da temperatura de bobinamento, como pode ser visto na figura 26.

Figura 26. Efeito da temperatura de bobinamento nas propriedades mecânicas de aços IF-Nb, IF-Nb/Ti e IF-Ti (KATOH, 1985).

Macedo Junior (2008) mostra a microestrutura de um aço IF-Ti no estado encruado após laminação a frio. Após ter sua placa reauecida até a temperatura de $1180^\circ C$ e laminada no LTQ#2 com temperaturas de acabamento e bobinamento respectivamente iguais a $928^\circ C$ e $732^\circ C$, o item indicado na Figura 27 foi decapado na LDC#4 e laminado a frio no LTF#3.

Figura 27. Microestrutura de um aço IF-Ti recozido e encruado com ampliação de 200X em microscópio ótico (MACEDO JUNIOR, 2008).

Na matriz deformada, mostrada na Figura 27 e retirada de Macedo Junior (2008) é possível perceber a presença de precipitados grandes de morfologia cubóide, heterogeneamente distribuídos e incoerentes da matriz, características dos precipitados de TiN formados em alta temperatura e não dissolvidos durante o reaquecimento da placa. De acordo com Colpaert (2008), os nitretos eventualmente formados no aço líquido, como o TiN, têm dimensões que permitem serem vistos na microscopia ótica.

Dez bobinas dentro das mesmas características do item avaliado no estado encruado foram processadas no forno de recozimento contínuo da LZC#3, revestidas por uma liga de Zn-Al e posteriormente aplainadas em um laminador de encruamento (LE#7). Os testes em escala industrial visavam atender as especificações da Norma NBR 7008 – ZEE GR1 e apresentaram microestrutura de grão ferríticos poligonais com tamanho de grão médio em torno de 10 ASTM. Com relação às propriedades mecânicas, os valores médios para o limite de escoamento, limite de resistência,

alongamento, coeficiente de encruamento, coeficiente de anisotropia normal e planar foram respectivamente: $\sigma_e = 225\text{MPa}$, $\sigma_t = 322\text{MPa}$, $AL = 44,7\%$, $n=0,20$, $r_m = 1,66$ e $\Delta r = 0,02$ (MACEDO JUNIOR, 2008). Gupta (1989) relaciona o aumento do valor r_m com o rápido crescimento de grãos com orientação $\{111\}$ após a recristalização no recozimento contínuo.

2.3 GUILHOTINAMENTO

O termo "guilhotinamento" ou corte por guilhotina descreve o processo de corte por cisalhamento executado com duas navalhas retas, onde a navalha móvel superior é inclinada, com um ângulo de inclinação $\alpha > 0$, em relação à navalha fixa inferior (WISSELINK, 2000). A tira é presa na navalha inferior por um apoio a fim de prevenir qualquer movimentação da chapa durante o corte (BLUESCOPE, 2003b). Quando a navalha superior inclinada é forçada para baixo, com uma pequena folga entre as navalhas, a chapa é cortada progressivamente a partir de uma extremidade à outra (SAANOUNI, 2010). Para obtenção de um bom corte as tesouras a serem utilizadas devem ter capacidade adequada e devem estar em boas condições de manutenção (BLUESCOPE, 2003b). A Figura 28 a seguir ilustra um processo de corte por guilhotina:

Figura 28. Principais elementos no processo de corte por tesoura do tipo guilhotina (adaptada de WISSELINK, 2000).

Para tesouras que não possuem a opção de ajuste rápido de folga é importante regular as navalhas para uma folga adequada a faixa de espessuras processadas. Se a faixa de espessura processadas é muito ampla pode ser necessário ajustar a folga para grupos de chapas mais finas e mais espessas (BLUESCOPE, 2003b).

2.3.1 Capacidade de corte

A capacidade das tesouras do tipo guilhotina normalmente é expressa em termos da espessura máxima de aço carbono recozido que pode ser cortado. Aços ou metais com o limite de resistência significativamente maior do que o do aço carbono (ou seja, acima de 450 MPa) reduzem a capacidade da máquina (BLUESCOPE, 2003b). Uma capacidade extra para os casos em que a espessura está acima da tolerância normal está incluída na capacidade da máquina. A utilização de uma máquina para corte de outros metais é principalmente baseada na relação do limite de resistência e da ductilidade do aço baixo-carbono com o do metal a ser cortado. Metais com uma resistência à tração maior que a do aço baixo-carbono quase sempre reduzem a capacidade da máquina. Por exemplo, a capacidade da máquina para corte aços ARBL (Alta Resistência Baixa Liga) é reduzida em cerca de 2/3 a 3/4 da capacidade nominal para aço baixo-carbono. Pelo contrário, para corte de ligas de alumínio, a capacidade da máquina pode variar de 1 ¼ a 1 ½ vezes a capacidade nominal de aço baixo-carbono.

A ductilidade, medida pelo alongamento do metal de trabalho, também pode afetar a capacidade da máquina. Por exemplo, o cobre recozido, devido ao seu alto alongamento, exige tanto esforço para o corte quanto o aço de baixo carbono, embora o cobre tenha um limite de resistência consideravelmente menor. Da mesma forma um aço carbono, com teor muito baixo de carbono ($<0,1\%$ C) e com alongamento superior irá reduzir a capacidade de uma máquina (ASM, 1993).

2.3.2 Tipos de guilhotinas

As tesouras do tipo guilhotina, também conhecidas como tesouras de esquadriar ou tesouras de pontas são geralmente utilizadas para aparamento e corte de chapas de tamanho específico. As guilhotinas estão disponíveis em uma ampla gama de tamanhos e modelos, sendo que alguns, inclusive, permitem o corte progressivo, pela movimentação da peça de um montante pré-determinado em um sentido paralelo a aresta cortante da navalha após cada golpe da tesoura. Embora as guilhotinas de acionamento mecânico sejam as mais comumente encontradas, elas ainda podem ser comandadas hidráulica ou pneumaticamente (BLUESCOPE, 2003b); (ASM, 1993).

2.3.2.1 Guilhotinas mecânicas

O trem de força de uma tesoura acionada mecanicamente consiste de um motor, um volante, um eixo que é girado pelo volante através de uma engrenagem, uma embreagem que conecta a engrenagem do eixo ao eixo motriz, e um pistão atuado pelo eixo motriz através de excêntricos e conexões. Na maioria dos casos, as tesouras mecânicas podem oferecer mais golpes por minuto (gpm) do que uma tesoura hidráulica. Alguns ciclos de tesouras mecânicas são tão rápidos permitindo a realização de 100 gpm. Outra vantagem da utilização de tesouras mecânicas é que, devido à energia armazenada no volante, um motor menor pode ser usado para corte intermitente. Por exemplo, uma tesoura mecânica velocidade de avanço livre de 65 gpm pode fazer cerca de seis cursos completos de corte (espessura e comprimento máximo de corte) por minuto, com um motor padrão. No entanto, para a tesoura cortar a plena capacidade em um modo de corte rápido, um motor muito maior é necessário. Para um corte tão rápido, não há tempo suficiente entre os cortes para um motor menor restabelecer a velocidade do volante. Uma vantagem adicional da tesoura mecânica é

que a sua navalha móvel desloca mais rapidamente que a navalha de uma tesoura hidráulica. Em alguns casos, uma maior velocidade de avanço da navalha pode diminuir a ocorrência de torção (*twist*), dobramento (*bow*) e *camber* nas peças cortadas (ASM, 1993).

2.3.2.2 Guilhotinas hidráulicas

As guilhotinas hidráulicas são acionadas por uma bomba de acionamento motorizado que força óleo para um cilindro contra um pistão, o movimento do pistão aciona a movimentação da navalha superior. Uma tesoura hidráulica pode fazer cursos mais longos do que uma tesoura mecânica. No geral, tesouras longas e tesouras com capacidade para corte de aço baixo-carbono acima de 12,7 mm são quase todas hidráulicas. As tesouras hidráulicas são projetadas com uma capacidade de carga fixa. Isso impede que o operador corte materiais que excedam a capacidade e, portanto, previne a ocorrência de danos dispendiosos à estrutura da máquina. Esta é uma vantagem fundamental de tesouras hidráulicas. A carga total que é aplicada durante o corte está relacionada com o ângulo de inclinação, a afiação das navalhas, as propriedades mecânicas do material, o tipo de material, a folga entre navalha, a espessura do material cortado. É possível travar a máquina durante um corte de capacidade nominal, se a folga estiver incorreta, a navalha estiver cega, ou se a peça for muito espessa. Desta forma, a tesoura hidráulica está protegida contra danos causados por sobrecarga. A tesoura mecânica não seria restringida por um sistema de prevenção de sobrecarga e iria continuar a cortar em quase todas as condições. A maioria das tesouras mecânicas é fornecida com potência suficiente para acumular a velocidade do volante após cada corte, mas não o suficiente para permitir que o operador execute cortes na capacidade plena em alta velocidade. Tesouras mecânicas

são classificadas em golpes por minuto, e não cortes por minuto. A maioria das aplicações de cisalhamento não necessita de corte de alta velocidade. A pressão do apoio (hold-down) deve ser maior que as forças geradas no corte do material de trabalho. Estas forças dependem da folga entre navalhas, do ângulo de inclinação e da espessura do material cortado. Uma maior afiação das navalhas deve ser usada para impedir a tesoura hidráulica trave, quando o corte for desenvolvido em uma grande-área, especialmente na ou próxima à capacidade máxima para a espessura (ASM, 1993).

2.3.2.3 Guilhotinas pneumáticas

As guilhotinas pneumáticas são usadas quase que exclusivamente para corte de metal fino (raramente mais espessos do que 1,52 milímetros) em peças relativamente curtas (raramente maiores do que 1,5 m). Esse tipo de equipamento normalmente está associado à necessidade de maior precisão e não são utilizadas para grandes produções.

Além das tesouras pneumáticas vale citar as tesouras do tipo “jacaré” (do inglês *alligator shears*) que tem uma ação de corte similar ao de um par de tesouras. A navalha inferior é estacionária, e a navalha superior, bem fixada em um braço, move-se em arco em torno de um pino de fulcro. Este tipo de máquina é mais amplamente utilizado para corte de barras e perfis e para o acabamento de descartes. Tesouras do tipo jacaré estão disponíveis em vários tamanhos, incluindo aqueles que permitem cisalhar chapas de até 32 mm de espessura por 762 mm de comprimento e placas de até 50 mm de espessura, em comprimentos mais curtos. Estas máquinas variam em peso de cerca de 1.130 para 19.500 kg. As máquinas mais leves podem ser portáteis, entretanto, as máquinas mais pesadas devem ser firmemente ancoradas em concreto,

especialmente se elas vão ser usadas em conjunto com mesas de rolos transportadoras durante o corte de chapas. Maiores detalhes das características dos equipamentos podem ser obtidos com os fabricantes e de acordo com a necessidade específica (ASM, 1993); (BLUESCOPE, 2003b).

A tesoura do tipo guilhotina estudada no trabalho em questão, é original do projeto SUMITOMO das Linhas de Decapagem Contínua 3 e 4 implantadas em 1982 e 1981, respectivamente, e possui acionamento mecânico. Embora a literatura cite, sem exceção, a parte móvel como a superior, neste caso a parte móvel é a inferior, sendo a função de apoio executada por um rolo revestido e fixado por molas que exercem pressão sobre a chapa durante a execução do corte. A Figura 29 a seguir ilustra o equipamento instalado na saída da LDC#4 da Usina Presidente Vargas em Volta Redonda - RJ.

Figura 29. Tesoura tipo guilhotina instalada na saída da Linha de Decapagem Contínua #4 da CSN em Volta Redonda - RJ.

2.3.3 Relações entre o corte ortogonal e o corte por guilhotina

No guilhotinamento, o material é cortado progressivamente ao invés de uma só vez, como no caso do corte ortogonal onde a aresta da navalha está paralela ao plano da chapa. No guilhotinamento, a deformação ocorre apenas em torno da região onde a navalha está cortando no momento, e não sob a navalha inteira como no corte

ortogonal de barras (SULIMAN, 2001). Na Figura 30 estão indicados dois gráficos ilustrativos dos cortes de um mesmo material por corte ortogonal e por guilhotina:

Figura 30. Curvas esquemáticas de um corte ortogonal e um por guilhotina (WISSELINK, 2000).

Com exceção do início e o fim do corte, este processo pode ser visto como um composto de estado estacionário das ações sequenciais que ocorrem progressivamente no corte ortogonal. Isso fica claro quando consideramos o corte durante o deslocamento do ponto 2 ao ponto 4 na Figura 31, ao longo do processo (WISSELINK, 2000).

Figura 31. Evolução do corte por guilhotinamento (adaptada de RODRIGUES, 2010).

Assim, podemos calcular a largura mínima necessária a partir do qual um regime estacionário passa a existir. Essa largura mínima é denominada largura ativa de corte e pode ser determinada pela equação 10, a seguir:

$$L_{ac} = \frac{t}{\sin \alpha} \quad (10)$$

A força máxima, $F_{\max}$, atingida durante o corte pode ser estimada pela equação 11, descrita por Rodrigues (RODRIGUES, 2010):

$$F_{\max} = \tau_m \cdot L_{ac} \cdot t \quad (11)$$

Onde temos que:

$$\tau_m \approx 2/3 \tau_f$$

e

$$\tau_f \approx 0,8 \sigma_t$$

2.3.4 Fratura dúctil

As etapas descritas no item 2.1.2 e conseqüentemente, a formação das regiões ilustradas na Figura 2 ocorrem simultaneamente no guilhotinamento. A hipótese de um processo estacionário torna-se inválida no caso de cisalhamentos ortogonais (corte com navalhas paralelas, $\alpha = 0$), quando a chapa é cortada de uma só vez e as fases são sequencialmente passadas (WISSELINK, 2000); (FARIA, 2007).

As abordagens baseadas em danos mecânicos consideram que o corte do metal resulta da iniciação, crescimento e propagação de defeitos dúcteis (micro-vazios e micro-trincas) dentro de estreitas bandas de cisalhamento onde a deformação plástica é altamente localizada. Na verdade, as grandes deformações plásticas, sofridas pelo material durante a operação de corte, ocasionam o início, o crescimento e a coalescência de microdefeitos, que por sua vez, dão origem à formação de trincas macroscópicas e sua propagação acaba sendo responsável pela operação de corte. Três estágios são conhecidos na caracterização da fratura por dano dúctil. O primeiro estágio corresponde à nucleação de pequenos defeitos como micro-vazios e micro-

trincas ao redor de segundas fases (precipitados, inclusões). Isso pode ser feito pela fratura frágil da inclusão, da delaminação na interface matriz-inclusão ou dentro da matriz (SAANOUNI, 2010). Qual desses mecanismos inicia um vazio, depende do tipo de ligação entre a partícula e a matriz circundante e da diferença no comportamento de deformação entre partículas e matriz. Portanto, a presença e o tipo de partículas na microestrutura é um fator importante para ductilidade de um material. Quanto maior a fração de volume de inclusões e partículas de segunda fase, menor a ductilidade (WISSELINK, 2000). A segunda etapa corresponde ao crescimento dos micro-defeitos no interior da matriz deformada plasticamente sob o efeito de um intenso campo de tensão localizado. A terceira fase é a coalescência destes vazios crescentes, sob o efeito do campo de tensão localizado até o início de trincas macroscópicas, quando várias micro-trincas coalescentes se encontram. A propagação dessas trincas macroscópicas é feita pela repetição sucessiva das três etapas, que são muito sensíveis à forma e as direções principais da carga e à microestrutura do material, ou seja, a morfologia e a densidade das inclusões, a natureza da matriz, o tamanho e a forma dos grãos, etc... (SAANOUNI, 2010). A Figura 32 a seguir, ilustra o mecanismo de fratura dúctil:

Figura 32. Mecanismo da fratura dúctil pela formação de vazios (WISSELINK, 2000).

3 MATERIAL E MÉTODOS

3.1 MATERIAL

As chapas de 4,50 e 4,75mm de espessura do aço IF-Ti do grupo de aços CSN EEP-IF, empregadas nas simulações de corte e no ensaio de tração, foram produzidas e cedidas pela CSN durante os trabalhos de Ribeiro (2009). É importante ressaltar que as amostras foram retiradas antes do processo de laminação a frio, apresentando microestrutura proveniente do processo de laminação a quente e com a qualidade superficial de um produto decapado (isento de carepas de laminação). A composição química do aço em questão está indicada na Tabela 6.

Tabela 6. Composição química do aço em estudo.

C (%p max)	Mn (%p max)	P (%p max)	S (%p max)	Al (%p min)	Ti (%p max)
0,005	0,20	0,02	0,010	0,03	0,1

É possível perceber que os valores descritos na Tabela 6 estão de acordo com os valores descritos na literatura e indicados na Tabela 4.

Conforme descrito em Ribeiro (2009) o aço foi laminado dentro das faixas de temperatura estabelecidas na literatura (ASM, 1992). A temperatura de saída, FDT (*Finishing Delivery Temperature*) do trem acabador do laminador de tiras a quente permaneceu entre 947 e 950°C garantindo a laminação dentro da região austenítica e a geração posterior de uma matriz de grãos ferríticos refinados. A análise em Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) realizada por Ribeiro (2009) revelou uma microestrutura composta de grãos poligonais entre 13 a 15µm ou número 9 a 9,5 de acordo com a norma ASTM E 112. A Figura 33 mostra a microestrutura descrita anteriormente:

Figura 33. Micrografia da amostra de aço IF-Ti obtida via MEV 200X (RIBEIRO, 2009).

As chapas de aço IF de 3,5 e 4,75mm utilizadas nas análises de corte realizado em campo foram selecionadas de lotes processados dentro dos parâmetros adequados de laminação e armazenamento.

3.2 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.2.1 Corpos-de-prova

3.2.1.1 Confeção dos corpos-de-prova para ensaio de tração

A partir de chapas laminadas à quente e decapadas com espessura nominal de 4,5mm, foram confeccionados 5 corpos-de-prova para ensaio de tração, de forma a manter o comprimento dos mesmos paralelo à direção de laminação. Para isso foi utilizada uma fresadora, marca Bridgeport, com comando numérico computacional, instalada no Laboratório de Usinagem do Departamento de Materiais da Faculdade de Engenharia de Lorena EEL/USP. As dimensões dos corpos-de-prova foram definidas segundo a norma ASTM E8M (reduzida).

3.2.1.2 Confeção dos corpos-de-prova para ensaio de simulação de corte

As chapas descritas no item 3.1 foram cortadas e retificadas em 4 folhas de 1,5mm e 4 folhas de 2,0mm de espessura nominal a fim de minimizar a força máxima necessária para realização do corte e conseqüentemente, evitar o empeno da base da ferramenta de corte. As dimensões finais dos corpos-de-prova utilizados para cada um dos ajustes de folga estão descritas na tabela 7:

Tabela 7. Dimensões dos corpos-de-prova utilizados nos ensaios de simulação de corte em laboratório.

Faixa de folga (mm)	Espessura média (mm)	Largura média (mm)
0,05 – 0,10	$1,35 \pm 0,10$	$23,84 \pm 0,07$
0,10 – 0,15	$1,41 \pm 0,04$	$25,66 \pm 0,01$
0,15 – 0,20	$1,44 \pm 0,05$	$23,69 \pm 0,00$
0,20 – 0,25	$1,40 \pm 0,12$	$24,92 \pm 0,05$
0,10 – 0,15	$1,95 \pm 0,03$	$25,11 \pm 0,02$
0,15 – 0,20	$1,94 \pm 0,01$	$24,97 \pm 0,03$
0,20 – 0,25	$1,96 \pm 0,02$	$24,98 \pm 0,04$
0,25 – 0,30	$1,96 \pm 0,06$	$25,00 \pm 0,01$

O comprimento dos corpos de prova era paralelo à direção de laminação e de aproximadamente 250 mm, suficiente para a fixação no dispositivo de corte.

3.2.2 Ensaio de tração

Os ensaios de tração, para a determinação das propriedades em temperatura ambiente do aço EPP-IF laminado à quente e decapado, foram realizados em 3 corpos-de-prova, utilizando-se um sistema servo-hidráulico uniaxial MTS 810.23M. A fixação dos corpos de prova ao braço da máquina de ensaios foi feita por mordentes tipo V. Para a medição da deformação sofrida pelo corpo, utilizou-se um extensômetro axial do tipo 632.26 F-021 com ajuste de pressão de contato e com um adaptador do tipo V.

O template executado foi o TRACAO03C, com rampa de 2mm/min e carga máxima de 100kN. Aplicou-se uma pré-carga de 50N antes do início do ensaio para a eliminação de possíveis folgas.

3.2.3 Cálculo do avanço real da ferramenta e definição da velocidade de ensaio

A rotação de projeto do motor que é responsável pelo movimento de subida da navalha inferior é de 550 rpm. A fim de reduzir a velocidade de rotação e aumentar o torque, o motor está acoplado a um redutor de razão 14,49:1.

Sendo assim, a rotação de saída do redutor é de 37,96 rpm. Isso corresponde a um tempo de 1,58 segundos por ciclo. Um ciclo completo representa uma movimentação vertical de subida e descida de 220mm. Assim, a velocidade de avanço da navalha inferior durante o corte realizado no equipamento da CSN é de 139,24 mm/s.

3.2.4 Cálculo do ângulo real da inclinação da navalha (*rake angle*)

Usando-se como referência o desenho SUMITOMO KC8417-S Rev 1, verificou-se o comprimento total das navalhas é de 1810 mm e altura máxima do lado operador, quando as duas navalhas se interceptam no lado motor é de 36,2 mm, conforme indicado na Figura 34:

Figura 34. Geometria da tesoura de pontas final da CSN.

Assim,

Podemos calcular α como $\text{arc tg} \frac{36,2}{1810}$;

Com isso,

$$\alpha = 1,15^\circ$$

3.2.5 Cálculo da Largura ativa de corte, L_{ac}

Aplicando o valor de α calculado no item 3.2.4 na equação 10 temos que:

$$\text{sen } 1,15^\circ = \frac{t}{L_{ac}}$$

Aplicando a espessura objetivada dos corpos-de-prova usados na simulação do corte e das chapas cortadas em campo obtemos:

$$L_{ac} = 74,7 \text{ mm} \quad \text{para } t : 1,50\text{mm}$$

$$L_{ac} = 99,7 \text{ mm} \quad \text{para } t : 2,00\text{mm}$$

$$L_{ac} = 174,4 \text{ mm} \quad \text{para } t : 3,50\text{mm}$$

$$L_{ac} = 236,7 \text{ mm} \quad \text{para } t : 4,75\text{mm}$$

3.2.6 Aperfeiçoamento do equipamento para simulação de corte em laboratório

No trabalho de Ribeiro (RIBEIRO 2009) foi construído um aparato a fim de simular o corte lateral e verificar a influência da taxa de penetração da ferramenta na qualidade. As dimensões da ferramenta de corte empregada no experimento estão indicadas na Figura 35.

Figura 35. Projeto inicial da ferramenta de simulação de corte em laboratório (RIBEIRO, 2009).

Com essa ferramenta de corte, objetivou-se cortar numa chapa de aço IF de 4,5 mm de espessura previamente cortada com 50 mm de largura. Esse experimento foi conduzido num sistema servo-hidráulico MTS 810.23M com 250 kN de capacidade existente na EEL/USP. Na Figura 36, pode se observar o aparato experimental montado para realização do ensaio de simulação do corte lateral. Adotou-se o transpasse vertical de 0,15 mm e transpasse horizontal de 0,60 mm.

Figura 36. Foto com a amostra de aço IF posicionada na MTS.

Por conta da rigidez insuficiente da base de apoio da ferramenta, o experimento para simular o processo de corte não foi bem sucedido. Devido ao afastamento entre as faces da ferramenta, o material acabou se moldando entre as navalhas e dobrando, como pode ser visto na Figura 37.

Figura 37. Foto da simulação do corte lateral na MTS 810.23M.

É provável que da maneira como o experimento foi executado inicialmente, a força necessária para o corte era muito superior do que aquela necessária para provocar a deformação da base da ferramenta pelo esforço de flexão durante o corte. Três fatores foram preponderantes para inviabilizar o experimento:

a) Corte ortogonal – Na ausência de uma inclinação entre as navalhas, toda a largura era cortada ao mesmo tempo e, como indicado na Figura 8, a força necessária para realização do corte era muito maior. Mesmo no aparamento lateral essa inclinação existe e é definida principalmente pelo diâmetro da navalha e seu ajuste vertical;

b) Espessura acima da capacidade do aparato – Pela rigidez mecânica da construção, o corte permitiu a deformação plástica da base, pelo esforço de flexão

gerado, fazendo com que a folga entre as navalhas aumentasse e permitindo a entrada da chapa entre as mesmas;

c) Falta de um dispositivo de apoio (o que é o caso do *down-holder* na tesoura tipo guilhotina e do *push-up-roll* na tesoura lateral) que minimiza o efeito de dobramento da chapa pela restrição do movimento vertical da peça durante o corte;

d) Falta de resistência do dispositivo de regulagem de folga – Construído em bronze, as arruelas que regulavam a folga entre as navalhas apresentaram sinais de deformação plástica mostrando que elas permitiram a abertura da folga estabelecida no início, contribuindo para que a chapa entrasse entre as navalhas e aumentasse a flexão na base da ferramenta. Adicionalmente, a regulagem de folgas feita através de arruelas faz necessário que a cada regulagem, todo o dispositivo seja desmontado e remontado novamente, demandando um tempo excessivo entre os ensaios.

Visando aperfeiçoar o equipamento e proceder a simulação de corte em laboratório, foram efetuadas as seguintes alterações:

- a) Retífica da ferramenta de corte a fim de criar um ângulo de corte entre as navalhas similar aquele do equipamento real de processo e calculado no item 3.2.4. Adicionalmente foi necessária a instalação de um batente lateral para impedir que a ferramenta superior girasse em torno do eixo de fixação e se acomodasse à superfície da peça e conseqüentemente ocasionando um corte ortogonal;
- b) Retífica das chapas de aço a serem cortadas visando diminuir sua espessura, conforme informado no item 3.2.1.2;
- c) Criação de um dispositivo de apoio para minimização do dobramento;
- d) Novo sistema de regulagem de folga através de parafusos;

Todas as alterações descritas anteriormente podem ser verificadas na Figura 38:

Figura 38. Equipamento de corte aperfeiçoado.

3.2.7 Simulação de corte em laboratório

A fim de se verificar a influência da folga na característica do corte, adaptou-se o aparato mostrado na foto da Figura 39 no sistema servo-hidráulico MTS 810.23M com 250 kN de capacidade existente na EEL/USP.

Figura 39. Aparato desenvolvido na EEL-USP para simular uma tesoura do tipo guilhotina.

A velocidade de avanço programada para o corte foi de 139,24 mm/s, visando reproduzir a velocidade real do equipamento de campo. As dimensões das 8 chapas cortadas e as faixas de folga em que cada chapa foi cortada estão indicadas na Tabela 7. As chapas de 1,5mm foram cortadas sem a utilização de nenhum tipo de lubrificante e as chapas de 2,0 mm com óleo lubrificante mineral passado sobre a superfície das ferramentas e do corpo-de-prova. As faixas de folgas foram reguladas através do ajuste dos parafusos frontais e traseiros da ferramenta superior, baseado na sensibilidade da inserção de calibradores de folga, onde o mínimo da faixa era garantido pela passagem da menor lâmina e o máximo, pela obstrução da maior lâmina no espaço entre as ferramentas. O ajuste de folga entre as navalhas do equipamento de campo é realizado de maneira similar. O procedimento de ajuste de folga, utilizando-se o calibrador, está demonstrado na Figura 40.

Figura 40. Ajuste da folga entre as navalhas utilizando-se calibrador de folga.

3.2.8 Análise da superfície e perfil de corte

Após os ensaios de simulação de corte as amostras foram protegidas contra a oxidação e cortadas em disco diamantado em baixa velocidade e sem o uso de contrapesos para evitar a deformação no perfil original de corte. Além disso, todo cuidado foi tomado durante o manuseio para minimizar a ocorrência de danos à rebarba e à superfície da

borda. As diferentes regiões da superfície de corte de cada uma das amostras, com diferentes regulagens de folga, foram avaliadas via microscopia eletrônica de varredura (MEV) em modo elétrons secundários (ES) após sua limpeza em ultrassom. No caso dos perfis de corte, as imagens foram feitas em microscópio ótico após o corte, embutimento, lixamento e polimento dessas amostras.

As amostras produzidas em campo foram cortadas na tesoura de pontas final (Figura 29) da LDC#4 a partir de tiras de aço IF-Ti previamente selecionadas. Posteriormente, as chapas amostradas foram novamente cortadas em tamanhos menores por uma tesoura do tipo guilhotina, instalada no laboratório de ensaios mecânicos da UPV, e então em disco diamantado, de forma a gerar representatividade de diferentes regiões ao longo da borda cortada na tesoura de pontas final (Lado operador, Centro e Lado motor). Devido ao estado de oxidação ocasionado pelo tempo de trânsito desde a retirada da amostra, seu corte na CSN e o transporte para a EEL-USP, as amostras da chapa de 4,75mm precisaram ser levemente decapadas em HCl 33%p/v durante aproximadamente 15s. Tanto as amostras de superfície quanto do perfil de corte foram avaliadas em microscópio ótico. A referência da posição em que os corpos-de-prova foram cortados e as direções de visualização em microscópio estão indicadas na Figura 41.

Figura 41. Ilustração do (a) Posicionamento do corpo-de-prova no aparato de corte onde a peça é a parte a ser estudada e (b) Ângulo de visão padronizado, como se o observados estivesse voltado na direção da seta amarela para análise do perfil e na direção da seta

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 PROPRIEDADES MECÂNICAS OBTIDAS NO ENSAIO DE TRAÇÃO

Os ensaios de tração realizados no aço IF utilizado no trabalho estão indicados pelo gráfico representativo da Figura 42.

Figura 42. Curva tensão x deformação do corpo-de-prova 3, onde se pode perceber um patamar de escoamento descontínuo.

É possível perceber, pelo gráfico da Figura 42, a grande ductilidade do aço IF, uma das características mais importantes para a aplicação em peças para estampagem extra-profunda. Adicionalmente, podemos perceber a presença de um patamar de escoamento descontínuo. No geral, as propriedades apresentadas foram superiores aos do aço CA5 apresentado na Tabela 1. O sumário de todas as propriedades obtidas dos ensaios de tração está indicado na Tabela 8.

Tabela 8. Sumário das propriedades em tração do aço IF em estudo.

	σ_t (MPa)	AL (%)	σ_e (MPa)	K (MPa)	n	AL _{unif} (%)
CDP 1	320	48	235	529	0.19	0.23
CDP 2	322	55	239	540	0.20	0.23
CDP 3	321	54	236	536	0.20	0.22
Média	321±1	52±4	237±2	536±6	0.20±0.01	0.23±0.01

O escoamento descontínuo normalmente é relacionado ao bloqueio das discordâncias pela interação com átomos intersticiais, como C e N (estes átomos, que constituem as chamadas “atmosferas de Cottrell”, se difundem rapidamente para posições de mínima energia) (DIETER, 1981). Alaoua et al. (ALAOUA, 1994) mostram que o envelhecimento é totalmente evitado em aços somente com teores de carbono abaixo de 13 ppm, o que não seria o caso do material em estudo, conforme indicado na Tabela 6. Por outro lado, Gupta (1989) através das Equações 8 e 9, propõe uma maneira de se calcular o Ti necessário na composição do aço para estabilizar todo carbono, nitrogênio e silício. Para a composição média dos aços IF-Ti em análise, constatou-se que o Ti presente, além de estabilizar esses três elementos, apresentava um excesso de aproximadamente 0,03%. Esse valor está dentro da faixa que Pradhan (1996) e Gupta (1989) consideram como de efeito positivo sobre as propriedades mecânicas do aço.

À medida que o escoamento descontínuo foi descoberto em outros metais e ligas, passou a ser aceito como um fenômeno mais geral. Além do ferro e aço, o escoamento descontínuo foi observado em molibdênio policristalino, titânio, ligas de alumínio e em monocristais de Fe, Cd, Zn, Al e latão. O escoamento descontínuo foi notado também em cristais de LiF, Ge e whiskers de Cu. Nesses materiais, a densidade de discordâncias é baixa, e o bloqueio por átomos de impureza não explica o fenômeno.

Assim, uma nova teoria foi desenvolvida por Johnston e Hahn para o caso geral de materiais em que a tensão diminui rapidamente após o início do escoamento.

Sabe-se que a taxa de deformação plástica é proporcional ao produto de três fatores, como mostrado na equação 12 (DIETER, 1981).

$$\dot{\epsilon}_p \propto \rho b \bar{v} \quad (12)$$

Onde:

ρ é o número de discordâncias móveis por unidade de área,

b é o vetor de Burgers,

$\bar{v}$ é a velocidade média das discordâncias.

A densidade de discordâncias ρ aumenta com a deformação e a velocidade média depende da tensão aplicada. Stein, Low, Gilman, Johnston e outros demonstraram que a velocidade das discordâncias aumenta com o aumento da tensão, da forma mostrada na expressão a seguir:

$$\bar{v} = \left(\frac{\tau}{\tau_0} \right)^{m'} \quad (13)$$

Onde:

τ é a tensão de cisalhamento,

τ_0 e m' são propriedades do material.

Para materiais com baixa densidade inicial de discordâncias, ou com forte bloqueio das mesmas (como no ferro), a única maneira de impor uma alta taxa de deformação é ter alta velocidade de discordâncias. Mas altas velocidades só podem ser atingidas em altas tensões. Porém, quando algumas discordâncias começam a se movimentar (ou

seja, início do escoamento), elas começam a se multiplicar e ρ aumenta rapidamente. Embora isto cause algum encruamento, este é compensado pelo fato de que, com ρ maior, a velocidade pode ser menor e desta forma (como a velocidade se relaciona com a tensão) cai a tensão necessária para mover as discordâncias. Isto explica porque a tensão requerida para deformar o material pode cair após o escoamento ter começado. Dependendo das propriedades do material, este poderá ou não apresentar o escoamento descontínuo (DIETER, 1981). Além disso, fatores como a velocidade do ensaio, o alinhamento da máquina de ensaios e um eventual empenamento do corpo-de-prova também contribuem para a observação ou não desse fenômeno. Embora não se tenha encontrado qualquer menção sobre a influência do escoamento descontínuo no processo de corte, supõe-se que este possa vir a ter um efeito negativo, devido ao aumento da deformação total da peça e da energia gasta pelo equipamento.

4.2 REALIZAÇÃO DOS ENSAIOS DE CORTE EM LABORATÓRIO

O ensaio para simulação de corte, através da adaptação de uma máquina de ensaio de tração uniaxial foi bem sucedido e pode ser verificado na Figura 43:

Figura 43. Seqüência de frames que mostra a realização do corte por guilhotina em laboratório, utilizando-se uma máquina de ensaio de tração uniaxial.

O aparato criado por Ribeiro (2009) e aperfeiçoado nesse trabalho se mostra apto a simular em laboratório, condições similares aos equipamentos de campo. A única limitação percebida para este equipamento é para o corte de chapas maiores, onde a barra que serve como base da ferramenta não apresenta rigidez o suficiente. O aumento do diâmetro dessa barra não é possível devido já estar no valor máximo permitido para os mordentes utilizados. Novos métodos para fixação da ferramenta inferior e/ou novos materiais para a barra podem ser estudados, objetivando-se o corte de chapas mais espessas ou de maior resistência. Além da fixação, outra alteração necessária para o aperfeiçoamento da ferramenta é o aumento das dimensões da ferramenta para permitir o processamento de chapas com larguras superiores à largura ativa de corte e conseqüentemente, o aparecimento do regime estacionário.

As peças e o os descartes gerados no corte não apresentaram distorções significativas, o que já era esperado pelo ângulo de inclinação utilizado e a condição do material de trabalho.

4.3 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO DE CORTE EM LABORATÓRIO

Os resultados obtidos durante os ensaios de corte e gravados em arquivos digitais, em termos de força, deslocamento e tempo estão indicados nas Figuras 44 e 45:

Figura 44. Resultados registrados em termos de força, deslocamento e tempo, durante os ensaios de corte das chapas de aço IF de 1,5mm.

Era esperado que a força diminuísse progressivamente à medida que a folga aumentasse, entretanto, alguns fatores contribuíram para que isso não acontecesse. Provavelmente, o principal deles seja o fato de a Largura total, L_{total} , dos cdps (em média 24,52 mm) ser menor do que a Largura ativa de corte, L_{ac} , (74,7 mm, calculada previamente no item 3.2.5), eliminando a presença de um regime estacionário, como descrito na Figura 30. Assim, a força máxima depende também da largura do corpo-de-prova. Outro fator que pode exercer alguma influência sobre a força máxima é a espessura dos corpos-de-prova. Embora eles tenham sido retificados, verificou-se que a espessura média dos corpos-de-prova foi diferente entre eles, acrescentando mais uma variável para definição da força máxima;

Pode-se notar nos gráficos, tanto de Força x Deslocamento, quanto no de Força x Tempo para os ensaios com folgas de 4 a 7%t e 7 a 11%t, a presença de uma descontinuidade durante a etapa crescente da força de corte, indicada por um círculo. A princípio, imaginou-se que essas descontinuidades pudessem estar relacionadas ao patamar de escoamento descontínuo encontrado nos ensaios de tração, entretanto, aparentemente estes se situam em uma região onde a relação força x deslocamento se apresenta linear. Isso quer dizer que o corpo-de-prova possivelmente ainda não atingiu o regime plástico, mas somente flexão elástica nesse ponto. Uma hipótese para esse fenômeno pode ser a ocorrência de um pequeno deslocamento do corpo-de-prova durante o ensaio, pois, este não possuía fixação em todos os graus de liberdade, da mesma maneira que a tira a ser cortada no equipamento de campo não possui. Essa descontinuidade mais pronunciada no ensaio com folga entre 7 e 11%t, pode ter contribuído para o aumento do deslocamento total da ferramenta (w_{total}) como indicado na Tabela 9. Vale ressaltar também que a área abaixo dos gráficos de Força x Deslocamento corresponde ao trabalho realizado em cada ensaio.

Figura 45. Resultados registrados em termos de força, deslocamento e tempo, durante os ensaios de corte das chapas de aço IF de 2,0mm.

Embora os corpos-de-prova de 2,0 mm apresentassem uma maior precisão dimensional do que os corpos-de-prova de 1,5mm, a variação dimensional também ocorreu e da mesma maneira o valor da Largura ativa de corte se mostrou muito superior ($L_{ac} = 99,7$ mm) à largura média dos corpos-de-prova (25,0mm). Assim, a força máxima de corte também não apresentou comportamento inversamente proporcional ao tamanho da folga. Pode-se notar novamente uma descontinuidade, dessa vez mais pronunciada no ensaio com folga de 10 a 13%t e durante a etapa de descarregamento da Força, onde a maior parte da largura do corpo-de-prova se encontra cortada.

Ao contrario do que se esperava, os ensaios de corte para os corpos-de-prova de 2,00 mm apresentaram uma maior proximidade na formação de um platô, do que os corpos-de-prova de 1,5 mm. Normalmente espera-se que, para $L < L_{ac}$, quanto mais próximo o valor da largura da peça cortada em relação à Largura ativa de corte, mais o pico de força se assemelha a um platô e para, $L > L_{ac}$, maior é esse platô, quanto maior for a largura da peça. É possível observar ainda com os gráficos da Figura 45 que quanto maior é a folga no ensaio, maior é a tendência de formação do platô. Os resultados dos ensaios de corte, juntamente com as dimensões dos corpos-de-prova e os valores de folga ajustados no ensaio estão sumarizados na Tabela 9:

Tabela 9. Parâmetros de corte e resultados da simulação em laboratório.

Faixa de folga aplicada (mm)	Espessura média da amostra (mm)	Largura média da amostra (mm)	$F_{m\acute{a}x}$ (N)	W_{total} (mm)	Velocidade ajustada (mm/s)	Velocidade real (mm/s)
0,05 – 0,10	1,35	23,84	9274	1,63	139,24	116,0
0,10 – 0,15	1,41	25,66	10052	2,29	139,24	95,7
0,15 – 0,20	1,44	23,69	9160	1,86	139,24	99,3
0,20 – 0,25	1,40	24,92	7602	2,49	139,24	90,4
0,10 – 0,15	1,95	25,11	13267	2,45	139,24	91,7
0,15 – 0,20	1,94	24,97	12576	2,33	139,24	90,0
0,20 – 0,25	1,96	24,98	13614	2,60	139,24	90,5
0,25 – 0,30	1,96	25,00	13647	3,23	139,24	97,7

Usando a equação 11, para a estimativa de força máxima para uma tesoura do tipo guilhotina, e aplicando o valor de limite de resistência levantado no ensaio de tração, obtemos que a força média para o ensaio dos corpos-de-prova de 1,5mm está estimada em 6,4kN, enquanto a média real está em torno de 9,0kN. Para o caso dos corpos-de-prova de 2,00mm o valor estimado é de 8,6kN e a média real 13,3kN. As diferenças entre os valores estimados pela equação definida por Rodrigues (2010) e os valores reais chegam a 41 e 55%, respectivamente. Este fato pode estar relacionado ao fato da equação desconsiderar variáveis fundamentais no comportamento do corte, citadas no item 2.1.4, tais como a folga, o raio de afiação da ferramenta, a velocidade do corte e o ângulo de inclinação entre navalhas.

Com os valores informados na Tabela 9 podemos perceber que embora todos os valores configurados para o avanço da ferramenta fossem iguais a 139,24 mm/s, a máquina não conseguia manter uma boa reprodutibilidade. No primeiro ensaio, onde o corpo-de-prova apresentava as menores dimensões e o ensaio apresentou o menor deslocamento total da ferramenta, foi onde se obteve a maior proximidade entre velocidade real e velocidade setada. Para melhor explorar esse fato, podemos verificar os gráficos da Figura 46, que mostram o Deslocamento x Tempo para a maior e a menor velocidade obtidas no experimento, para os corpos-de-prova de 1,5mm.

Figura 46. Curvas de Deslocamento x Tempo para (a) um deslocamento total de 1,6 mm e (b) um deslocamento total de 2,5 mm.

É possível perceber no gráfico da Figura 46a que a relação entre deslocamento e tempo é linear, denotando uma velocidade constante ao longo do corte. Já na Figura 46b, percebemos que no início o deslocamento é menor para o mesmo intervalo de tempo, do que no final do corte, mostrando que, à medida que a espessura do material era diminuída pelo cisalhamento, o equipamento conseguia aumentar a velocidade de deslocamento. Esse fato pode estar ligado a limitações do sistema hidráulico da máquina de ensaio de tração.

A fim de normalizar os valores indicados na tabela 9, foram calculadas as folgas relativas, a tensão cisalhante média e o deslocamento relativo dos ensaios de corte.

Todos os valores calculados estão indicados na Tabela 10:

Tabela 10. Valores normalizados dos ensaios de corte.

Faixa de folga aplicada (mm)	c_{med} (mm)	c_{med} / t (mm/mm)	τ_m (MPa)	τ_m / σ_t	w_{total} / t
0,05 - 0,10	0,075	0,06	287,98	0,90	1,21
0,10 - 0,15	0,125	0,09	278,42	0,87	1,62
0,15 - 0,20	0,175	0,12	269,45	0,84	1,29
0,20 - 0,25	0,225	0,16	217,68	0,68	1,77
0,10 - 0,15	0,125	0,06	271,27	0,85	1,26
0,15 - 0,20	0,175	0,09	260,15	0,81	1,20
0,20 - 0,25	0,225	0,11	277,49	0,86	1,32
0,25 - 0,30	0,275	0,14	277,98	0,87	1,64

A tensão cisalhante média foi calculada dividindo-se a força máxima de cada ensaio pela área da seção transversal do respectivo corpo-de-prova. Trabalhando-se com os valores normalizados, percebe-se que no caso dos ensaios com os corpos-de-prova de 1,5mm a tensão cisalhante decresce de forma linear à medida que se aumenta a folga entre as navalhas, até uma folga média de aproximadamente 12% t. A partir daí o comportamento muda e este fato pode estar associado ao excessivo dobramento provocado por folgas cada vez maiores, que contribuem para a alteração do estado de tensão. O estado de tensão gerado na operação de corte varia de ponto a ponto no material cortado e é composto pela tensão de cisalhamento devida à força cortante, por tensões de contato e por tensões normais (trativas e compressivas) de flexão que dependem da folga entre as navalhas. À medida em que se aumenta a folga, a região sob campo compressivo diminui pela alteração das direções das linhas de escorregamento (RODRIGUES, 2010) até um certo ponto em que o estado de tensão tende mais à ocorrência do dobramento do que ao corte. Essa alteração de comportamento, inclusive, pode ser percebida nas características das tensões residuais das rebarbas formadas (ASM, 1993).

O comportamento da tensão cisalhante média com a folga pode ser observado na Figura 47:

Figura 47. Relação entre a Tensão cisalhante de corte e a folga média para os corpos-de-prova de 1,5mm.

Obviamente, um número maior de experimentos é necessário para comprovar essa tendência.

O comportamento da tensão cisalhante média com a alteração da folga nos corpos-de-prova de 2,00mm está indicado na Figura 48.

Figura 48. Relação entre a Tensão cisalhante de corte e a folga média para os corpos-de-prova de 2,0mm.

É possível observar no gráfico da Figura 48 que embora a tendência inicial de diminuição da tensão com o aumento da folga, de forma similar ao ensaio com chapa de 1,5mm, a partir do 3º ensaio a tensão calculada volta a subir e se manter estável. Essa alteração de comportamento a partir do 3º ensaio coincide com a formação do platô nos gráficos de força x deslocamento da Figura 45 e com os maiores valores de deslocamento total da ferramenta, indicados na Tabela 9. Essa característica pode estar associada a uma falta de rigidez na fixação da ferramenta inferior, onde, durante o corte do material de maior espessura com valores de folga maiores, a força para flexionar a ferramenta concorria com a força para efetuar o corte. Dessa maneira o aparato desenvolvido deve limitar-se a cortes com momento resultante ($F_{\max} \times c_{\text{med}}$) inferiores a 2,2Nm para evitar a flexão da base da ferramenta inferior.

4.4 ANÁLISE DA SUPERFÍCIE DE CORTE

As superfícies de corte das amostras de aço IF de 1,5mm de espessura ensaiadas com diferentes folgas podem ser visualizadas nas Figuras 49, 50, 51 e 52:

Figura 49. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 100 x da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 4 e 7%. Com base na posição original de corte e com observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.

Figura 50. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 100 x da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 7 e 11%. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.

Figura 51. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 100 x da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 10 e 14%. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa

Figura 52. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 14 e 18%. Com base na posição original de corte e com observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda com ampliação de 120 x; (b) Centro com ampliação de 100 x e (c) Borda direita da chapa com ampliação de 100 x.

É possível observar nas análises em MEV que todas as interfaces entre a região de penetração e fratura se apresentaram irregulares, sendo a que mais se aproximou de ser retilínea ao longo de todo o corte foi a superfície da amostra cortada entre 4 e 7%t de folga. Em todos os casos também foi constatado que as regiões de início e fim de corte (borda direita e borda esquerda respectivamente) diferem do restante do material. Próximo às bordas, a fração da região da fratura é maior do que a média ao longo do comprimento cortado, indicando que as condições de corte podem ser afetadas nessas posições.

Pode-se perceber também a partir das amostras cortadas com folga entre 7 e 11%t, uma região intermediária aparece na superfície de corte e aumenta de tamanho à medida que a folga aumenta.

Excluindo-se os valores das bordas (o que aumentaria a média dos desvios padrões em aproximadamente 82%), calculou-se a média da fração de cada região em relação à espessura total, ao longo de todo o comprimento de corte. Os valores das médias da fração de cada região, para os diferentes ajustes de folga estão indicados na tabela 11 abaixo:

Tabela 11. Frações de cada região em relação à espessura total para as amostras de 1,5mm.

FOLGA	4 - 7%t	7 - 11%t	10 - 14%t	14 - 18%t
FRATURA	33,54%	26,80%	32,97%	19,75%
CORTE	57,80%	55,20%	46,92%	50,07%
DEFORMAÇÃO	8,66%	18,00%	20,10%	30,17%
TOTAL	100,00%	100,00%	100,00%	100,00%

Os valores da tabela 11 representam as médias das medidas, feitas de cada região com ferramenta do software acoplado ao microscópio, ao longo de toda a largura da amostra analisada. É importante ressaltar que o ângulo de visão obtido no MEV é aquele indicado pela seta azul da Figura 41 b e mostrado nas micrografias apresentadas

nas Figuras 49, 50, 51 e 52. A profundidade da região de fratura visualizada por esse ângulo pode receber uma contribuição da altura da rebarba. Outra observação importante, em termos da análise em si, é sobre a grande influência da inclinação do corpo-de-prova colocado no porta-amostras principalmente na obtenção do valor da profundidade da região de deformação. Embora se tome todo o cuidado no posicionamento do corpo-de-prova e no ajuste do microscópio, a referência é visual. É possível perceber com as informações da tabela 11 que a deformação é sempre maior, quanto maior a folga para as faixas testadas. Além disso, a profundidade da região de corte diminui à medida que se aumenta a folga até a faixa entre 10 a 14%t. A partir daí, o valor passa a aumentar corroborando com a mudança de comportamento mostrada no gráfico da Figura 47. Dessa forma, o aumento da região de corte pode estar relacionado ao dobramento excessivo do corpo-de-prova entre as ferramentas fazendo com que o mesmo se incline, aumentando a área efetiva sendo cortada. Esse fato está relacionado aos valores relativamente altos do coeficiente de encruamento, n , e da sensibilidade à taxa de deformação, m , do aço IF que induzem a grandes deformações antes da ocorrência da fratura. O primeiro contribui principalmente na distribuição uniforme da deformação e a segunda no aumento do alongamento pós uniforme.

A figura 53 mostra a evolução da superfície de corte de acordo com a regulação da folga, de acordo com os valores da Tabela 11.

Figura 53. Evolução da característica da superfície de corte de acordo com o ajuste de folga.

Se analisarmos somente em termos da fração das regiões de corte e fratura, quando a folga média aumenta de 6% para 12% alteramos a característica do perfil de corte esperado para essas regiões de um corte tipo 5 para um corte do tipo 4, voltando novamente para o tipo 5 com um novo aumento para 16%. Entretanto, se levarmos em consideração somente a região de deformação, mudamos as características de um corte tipo 2 para um corte com deformações superiores a aquelas indicadas para o tipo 1 e discutidas no item 2.1.3.1. É importante ressaltar que um corte otimizado tanto em termos de qualidade (rebarba, distorções e tensões residuais) quanto em termos de custos de operação (desgaste da navalha e trabalho realizado pelo equipamento) apresenta as características do tipo 3.

As superfícies de corte das amostras de aço IF de 2,0mm de espessura ensaiadas com diferentes folgas podem ser visualizadas nas Figuras 54, 55, 56 e 57:

Figura 54. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 30 x da superfície de corte de uma chapa de 2,00mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 5 e 8%. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.

Figura 55. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 30 x da superfície de corte de uma chapa de 2,00mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 8 e 10%. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.

Figura 56. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 30 x da superfície de corte de uma chapa de 2,00mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 10 e 13%. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda; (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.

Figura 57. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura, com ampliação de 30 x da superfície de corte de uma chapa de 2,00mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 13 e 15%t. Com base na posição original de corte e com o observador olhando para a superfície cortada: (a) Borda esquerda (b) Centro e (c) Borda direita da chapa.

Assim como nas amostras da chapa de 1,5mm, todas as interfaces entre a região de penetração e fratura se apresentaram irregulares. Descartada a possibilidade de qualquer heterogeneidade nos grãos do aço, já que os mesmos se apresentaram equiaxiais na análise em MEV indicada na Figura 33, partimos para as seguintes hipóteses:

- i) A capacidade em distribuir as tensões durante a deformação, faz com que a fratura ou frente de trinca não tenha um percurso preferencial e bem definindo, variando significativamente à medida que o corte se processa;
- ii) Além de minimizar o principal mecanismo de iniciação de vazios e trincas, a formação de precipitados grandes de TiN mal distribuídos em uma matriz ferrítica extremamente macia provoca heterogeneidades de deformação muito localizadas, que embora não prejudiquem a conformabilidade do material, acabam provocando irregularidades na interface entre a região de corte e fratura;
- iii) As hipóteses anteriores ocorrem mutuamente durante o corte.

Para a confirmação de tais fenômenos, experimentos mais específicos, como a análise de trincas em ensaios de corte interrompidos, citado por Atkins (1979), e análises de MEV em modo QBSD e/ou modo EDS, devem ser realizados.

Os valores das médias da fração de cada região, para os diferentes ajustes de folga no corte da chapa de 2,0mm estão indicados na tabela 8:

Tabela 12. Frações de cada região em relação à espessura total para as amostras de 2,0mm.

FOLGA	5 - 8%t	8 - 10%t	10 - 13%t	13 - 15%t
FRATURA	19,55%	22,34%	24,30%	23,91%
CORTE	60,95%	53,89%	46,52%	50,22%
DEFORMAÇÃO	19,50%	23,77%	29,18%	25,87%
TOTAL	100,00%	100,00%	100,00%	100,00%

Os valores da fração de corte se apresentaram próximos aqueles encontrados nas faixas de folga correspondente das amostras de 1,5mm, seguindo inclusive a mesma tendência. Os valores de fratura nos dois primeiros ensaios aparecem em níveis muito próximos, entretanto a grande irregularidade na interface com a região de penetração somado a presença da rebarba torna difícil a análise, principalmente no experimento com as chapas de 2,0mm que apresentaram um aspecto melhor de preservação da rebarba. Além disso, os valores obtidos nos ensaios com folgas variando de 10 a 13%t e 13 a 15%t não podem ser levados em consideração para análises mais profundas, já que existe a suspeita de que a base da ferramenta de corte tenha sofrido flexão, alterando os valores de folga originais e outras condições experimentais. A figura 58 mostra a evolução da superfície de corte de acordo com a regulagem da folga, de acordo com os valores da Tabela 12.

Figura 58. Evolução da característica da superfície de corte de acordo com o ajuste de folga.

A migração das características de acordo com a classificação ASM (1993) é a mesma daquelas indicadas para as amostras de 1,5mm, indicando que a principal diferença entre os aspectos de corte de um aço carbono comum e aquele gerado por um aço IF-Ti se encontra na formação da região de deformação, que é muito superior.

A fim de se melhor avaliar os mecanismos de corte, ampliações maiores das regiões de fratura, de penetração e da região intermediária foram feitas e são mostradas nas Figuras 59, 60 e 61, respectivamente.

Figura 59. Características microestruturais analisadas através de MEV da região de fratura da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 7 e 11%t onde: a) Topográfica em modo SE com ampliação de 600 X e b) Contraste de composição em modo QBSD com ampliação de 6.000 X.

Na Figura 59a é mostrado o aspecto de fratura dúctil ocasionada pela formação, crescimento e coalescimento de vazios (*voids*). Percebe-se claramente nessa micrografia que existem vazios em diferentes estágios de crescimentos e grandes *dimples* de formato parabolóide ocasionados pela coalescência de vazios, paralelos ao plano de cisalhamento e perpendiculares á direção do avanço da trinca no corte. Foi possível observar nesses vários *dimples* maiores, a presença de partículas, próximas à região central, de morfologia irregular com dimensões superiores a 3µm. Em análise de MEV em modo QBSD indicada na Figura 59b, podemos perceber a presença de uma dessas partículas indicada pela seta no canto superior esquerdo da imagem. O contraste ligeiramente mais escuro do que a matriz ferrítica sugere a presença de um elemento com número atômico ligeiramente inferior ao Fe. Com base nessa informação e nas dimensões verificadas temos evidências fortes de que pode se tratar de precipitados de TiN (COLPAERT, 2008), confirmando o mecanismo de iniciação dos vazios pelo desprendimento entre fases. Além disso, a marca escura indicada na parte inferior da micrografia da Figura 59b pode estar relacionada ao vazio deixado por um precipitado que acabou ficando na superfície de fratura do descarte.

Figura 60. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da região de penetração da superfície de corte de uma chapa de aço IF com: a) 1,5mm utilizando-se uma folga entre 7 e 11%t e b) 2,0mm utilizando-se uma folga entre 8 e 10%.

As regiões de penetração, indicadas nas micrografias da Figura 60a e 60b, mostram um caráter preponderantemente liso, com algumas marcas perpendiculares ao corte provavelmente relacionadas ao atrito da ferramenta com o material. Nenhuma diferença significativa foi verificada nesse aspecto entre as amostras com (2,0mm) ou sem (1,5mm) uso de óleo lubrificante.

Figura 61. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da região intermediária entre penetração e fratura da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 10 e 14%t.

A micrografia da Figura 61 mostra, em ampliação maior, uma região intermediária com características mistas de penetração e fratura. Suliman (2001) cita em seu trabalho sobre corte de uma liga de alumínio por guilhotinamento, uma região irregular e propõe que esse fenômeno está relacionado com a geometria da ferramenta e do processo, e se as duas frentes de trinca, emanando da superfície superior e inferior da chapa cortada, se encontram. Se as duas trincas se encontram diretamente, então um cisalhamento puro ocorre com pouca concavidade. Por outro lado, se as duas trincas não se encontram, a separação ocorre por ruptura à tração, o que resulta em um perfil apreciavelmente côncavo e uma região rugosa na parte fraturada da superfície de corte. Além disso, pode ser verificada na micrografia da Figura 61 a presença de marcas paralelas ao avanço do corte que podem estar relacionadas ao avanço da frente de trinca. A Figura 62 mostra que essa região, onde possivelmente as trincas caminharam durante o corte, pode também ter favorecido o crescimento e a coalescência de vazios:

Figura 62. Características topográficas analisadas através de MEV da região intermediária para a região de fratura da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 10 e 14%.

Na Figura 63, pode se visualizar em maior ampliação, a presença das marcas paralelas ao sentido de corte e a irregularidade com a interface da região de penetração.

Figura 63. Características topográficas analisadas através de microscópio eletrônico de varredura da região de penetração para a região intermediária da superfície de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 7 e 11%t.

As superfícies de corte das amostras de aço IF de espessuras iguais a 4,75 e 3,5mm cortadas em campo com folga entre 0,05 e 0,10mm podem ser visualizadas respectivamente nas Figuras 64 e 65:

Figura 64. Características topográficas analisadas através de microscópio ótico, com ampliação de 50 x da superfície de corte de uma chapa de 4,75mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 1 e 2%t. Com base na posição original de corte e com observador olhando para a superfície cortada: (a) Lado operador; (b) Centro e (c) Lado motor.

Figura 65. Características topográficas analisadas através de microscópio ótico, com ampliação de 50 x da superfície de corte de uma chapa de 3,50mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 1,5 e 3%t. Com base na posição original de corte e com observador olhando para a superfície cortada: (a) Lado operador; (b) Centro e (c) Lado motor.

Em todas as imagens da superfície de corte das chapas cortadas em campo podem-se verificar marcas muito mais pronunciadas do que aquelas mostradas na região de corte das amostras ensaiadas em laboratório com e sem uso de lubrificante. Este fato pode estar relacionado ao estado de desgaste mais avançado das navalhas de campo em relação às utilizadas nos ensaios de laboratório. Os danos mais severos do atrito com a ferramenta foram observados na amostra de 4,75mm, indicada nas Figuras 64a, 64b e 6c, e isto pode estar relacionado também a folga extremamente fechada. Embora as marcas deixadas pelo avanço da ferramenta não estejam relacionadas a problemas de qualidade de corte, podem ser indícios de que as navalhas estão sofrendo desgaste excessivo e tendo sua vida útil diminuída. Isso se torna crítico se imaginarmos que a folga utilizada nas tesouras de pontas final das Linhas de Decapagem Contínua é fixa e que materiais de alta resistência como aços ARBL e Dual Phase são processados nas mesmas condições. O contraste gerado na região de corte da Figura 64c ocorreu devido à queima parcial da amostra durante a decapagem em HCl. Podemos notar também que a região intermediária citada nos resultados de laboratório apareceu mesmo nos ensaios de campo, onde a folga era muito menor do que as folgas

praticadas no laboratório, sendo mais pronunciada na chapa de 3,5mm indicada pelas Figuras 65a, 65b e 65c. A variação entre a fração das regiões de penetração e fratura foi maior no corte indicado pela Figura 65 do que no indicado pela Figura 64.

4.5 ANÁLISE DO PERFIL DE CORTE

A Figura 66, a seguir, mostra o perfil de corte dos corpos-de-prova de 1,5mm cortados em diferentes ajustes de folga:

Figura 66. Características do perfil de corte analisado através de microscópio ótico com ampliação de 50 x de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se uma folga entre: (a) 4 e 7%t; (b) 7 e 11%t; (c) 10 e 14%t e (d) 14 e 18%t.

O ângulo de visão obtido no MEV é aquele indicado pela seta amarela da Figura 41 b. Essa visualização é a única maneira de quantificar a altura da rebarba, o ângulo de fratura e com maior precisão, a medida da profundidade de fratura e dobramento. Entretanto, é preciso lembrar que se trata de apenas uma pequena amostra de uma característica que varia bastante ao longo de toda largura. É possível notar com as micrografias da Figura 66 que com o aumento da folga, evoluindo da Figura 66a para a Figura 66d, maior é a inclinação da amostra durante o corte, já que esse fato fica registrado pelo formato da região que sofre deformação plástica próximo a rebarba.

Essa inclinação é explicada por Marcos (2007) como consequência do momento gerado pela força de corte e a folga utilizada em equipamentos de corte onde a peça a ser cortada não é totalmente fixada na posição. Além do uso de apoio sobre ambos os lados da peça esse efeito pode ser minimizado pelo uso de ferramentas de corte com ângulo agudo de corte. É possível perceber também, que quanto maior é a folga, maior é o afinamento da espessura próxima a superfície de corte.

A Tabela 13 apresenta os valores das dimensões encontradas nos perfis de corte da Figura 66, segundo as medidas indicadas na Figura 41b. Além disso, indica as frações de cada região em função da espessura total.

Tabela 13. Características geométricas do perfil de corte de uma chapa de 1,5mm de aço IF utilizando-se diferentes ajustes de folga entre navalhas.

	4 - 7%t	7 - 11%t	10 - 14%t	14 - 18%t
H _R (mm)	-	0,06	0,07	0,10
φ (°)	21,71	26,58	25,71	29,95
H _F (mm)	0,43	0,45	0,43	0,27
f _F (%)	28,63	30,06	28,87	17,79
H _C (mm)	0,69	0,62	0,61	0,75
f _C (%)	46,24	41,33	40,85	50,21
L _D (mm)	0,47	0,80	0,79	0,93
H _D (mm)	0,19	0,30	0,31	0,33
f _D (%)	12,49	19,87	20,43	22,13

Podemos notar com os valores registrados na Tabela 13 que altura da rebarba aumenta, juntamente com a deformação, à medida que a folga aumenta, embora não se tenha conseguido preservar a rebarba da amostra entre 4 e 7%t para confirmação dessa tendência em todos os ensaios. O ângulo de fratura para todas as faixas testadas variou entre 21,71 a 29,95°. Assim como os valores encontrados para a fração da região de deformação, os ângulos de fratura superam as expectativas máximas de um corte do tipo 1, mesmo com as regiões de corte e fratura apresentando características de um

corte do tipo 4 ou 5. O alto ângulo de fratura pode ser uma consequência da grande deformação e da grande inclinação das chapas no momento da fratura.

Figura 67. Características do perfil de corte analisado através de microscópio ótico com ampliação de 50 x de uma chapa de 2,0mm de aço IF utilizando-se uma folga entre: (a) 5 e 8%t; (b) 8 e 10%t; (c) 10 e 13%t e (d) 13 e 15%t.

A Tabela 14 apresenta os valores das dimensões e frações correspondentes de cada região encontradas nos perfis de corte da Figura 67, segundo as medidas indicadas na Figura 41b.

Tabela 14. Características geométricas do perfil de corte de uma chapa de 2,0mm de aço IF utilizando-se diferentes ajustes de folga entre navalhas.

	5 - 8%t	8 - 10%t	10 - 13%t	13 - 15%t
H_R (mm)	0,03	0,03	0,07	0,12
ϕ (°)	26,26	26,57	26,88	30,21
H_F (mm)	0,59	0,60	0,63	0,57
f_F (%)	27,48	29,69	30,45	28,75
H_C (mm)	1,09	1,01	0,83	0,85
f_C (%)	51,00	49,89	40,13	42,92
L_D (mm)	0,55	0,52	1,00	0,90
H_D (mm)	0,29	0,32	0,37	0,43
f_D (%)	13,55	15,83	18,11	21,46

Assim como no perfil das amostras de 1,5mm altura da rebarba e a deformação aumentam com a folga. O valor máximo de altura de rebarba percentual em relação à

espessura da chapa cortada nos dois casos ficou entre 6 e 7%. O ângulo de fratura para todas as faixas foi superior as amostras de menor espessura ficando entre 26,26 e 30,21°.

A Figura 68 mostra o perfil de corte de uma chapa de aço IF-Ti cortada no campo com folga entre 1 e 2%t

Figura 68. Características do perfil de corte analisado através de microscópio ótico com ampliação de 50 x de uma chapa de 4,75 mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 1 e 2%t onde: (a) Representa o lado operador; (b) Representa o centro e (c) Representa o lado motor.

É possível perceber com a Figura 68 que ao longo da largura, a característica do perfil de corte variou podendo este fato estar relacionado à diferença de folga em diferentes lados do equipamento. É visível também que não se conseguiu preservar a rebarba para análise em todos os casos. Na Figura 68a inclusive, podemos notar a rebarba se desprendendo da amostra.

A Tabela 15 resume os valores encontrados:

Tabela 15. Características geométricas do perfil de corte de uma chapa de 4,75mm de aço IF obtidas em campo com ajuste de folga entre 1 e 2%t.

	LADO OPERADOR	CENTRO	LADO MOTOR	MEDIA
H _R (mm)	0,24	0,08	-	0,16
ϕ (°)	10,06	12,96	19,66	14,23
H _F (mm)	1,46	1,71	1,60	1,59
f _F (%)	32,15	36,61	35,94	34,90
H _C (mm)	2,29	2,21	2,17	2,22
f _C (%)	50,28	47,36	48,91	48,85
L _D (mm)	0,47	1,80	1,64	1,31
H _D (mm)	0,80	0,75	0,67	0,74
f _D (%)	17,57	16,03	15,15	16,25

Embora os valores médios das regiões de corte e fratura nos induzam a classificar o perfil de corte como o de um tipo 4, o ângulo de fratura e a deformação são similares aos valores de um corte do tipo 1. Tanto os altos valores de penetração, como os encontrados nas folgas mais fechadas, quanto altos valores de deformação e fratura, normalmente encontrados em folgas mais abertas, estão relacionados à geração de rebarbas excessivas.

Figura 69. Características do perfil de corte analisado através de microscópio ótico com ampliação de 50 x de uma chapa de 3,5 mm de aço IF utilizando-se uma folga entre 1,5 e 3%t onde: (a) Representa o lado operador; (b) Representa o centro e (c) Representa o lado motor.

Na Figura 69 também podemos notar a característica do corte variou ao longo da largura de forma inclusive mais significativa do que na chapa de 4,75mm. Esse fato

coincide com a variação verificada na superfície de corte da Figura 65. Assim como no caso anterior se teve dificuldade em preservar a rebarba.

A Tabela 16 indica dos valores medidos nos perfis de corte das amostras de 3,5mm cortadas em campo:

Tabela 16. Características geométricas do perfil de corte de uma chapa de 3,5mm de aço IF obtidas em campo com ajuste de folga entre 1,5 e 3%t.

	LADO OPERADOR	CENTRO	LADO MOTOR	MEDIA
H_R (mm)	-	-	0,05	0,05
ϕ (°)	30,21	28,20	15,57	24,66
H_F (mm)	0,57	1,17	1,04	0,93
f_F (%)	17,40	34,85	30,54	27,60
H_C (mm)	2,21	1,36	1,82	1,80
f_C (%)	67,40	40,40	53,44	53,75
L_D (mm)	1,85	1,83	1,79	1,82
H_D (mm)	0,50	0,83	0,54	0,63
f_D (%)	15,20	24,75	16,02	18,66

Não foi possível examinar com clareza a rebarba gerada nas amostras de campo, pois durante o manuseio e preparação as mesmas foram danificadas ou arrancadas das regiões onde se observou o perfil de corte. O ângulo de corte da amostra de campo com maior folga percentual foi superior ao da amostra de menor folga. O mesmo aconteceu com a região de deformação, confirmando o que já havia sido indicado nos ensaios de laboratório. Os critérios de classificação de tipo de corte para o material em estudo não é adequado, pois apresenta características mistas dos tipos de corte extremos (Tipo 1 e Tipo 5) mesmo com folgas consideradas fechadas (abaixo de 5%t). Mesmo nos cortes onde as características da região de penetração e fratura se enquadraram nas características do tipo 5 não houve a ocorrência de corte duplo.

Com relação à otimização da folga, baseada na geometria do corte e no emparelhamento entre o ângulo de fratura ϕ e o ângulo da linha que une os pontos de iniciação de trinca θ_d , não foi verificado em nenhum dos casos testados nesse trabalho.

A diferença média entre os ângulos das amostras ensaiadas em laboratório ficou em torno de 9° e das amostras de campo em torno de 16° , sendo que o ângulo de fratura foi maior em praticamente todos os casos. Isso aumenta a evidência de que a região intermediária entre penetração e fratura realmente está relacionada ao desencontro das trincas que emanam da ferramenta superior e inferior, contribuindo para a irregularidade na interface.

O conjunto de características microestruturais e de propriedades mecânicas do aço IF-Ti minimiza os mecanismos que induzem a fratura, permitindo que o material se deforme excessivamente, aumentando o ângulo de fratura e a inclinação da chapa durante o corte.

Do aspecto prático, os melhores resultados de corte foram obtidos com regulação de folga entre 4 e 8%t com rebarbas inferiores a 1,5% da espessura da chapa, menores frações da região de deformação e interface corte/fratura ligeiramente mais regulares do que as outras faixas de folga testadas em laboratório. Embora as amostras de campo, testadas com folgas entre 1 e 2%t tenham apresentado ângulos de fratura inferiores, foram encontradas rebarbas com até 5% da espessura da chapa, interfaces corte/fratura irregulares assim como marcas indicando forte atrito das ferramentas.

A fim de melhorar ainda mais o resultado do corte para este tipo de material é necessário estudar a adaptação de um sistema de apoio da chapa mais eficiente nas tesouras de pontas final. Este teria o objetivo de restringir a deformação e garantir uma maior localização da tensão durante o corte, favorecendo a fratura e o encontro das trincas emanadas das duas ferramentas. Além disso, um ajuste automático da folga seria interessante para garantir o uso da faixa adequada para as diferentes espessuras processadas. Essa última modificação ainda contribuiria para o aumento significativo

da vida útil das navalhas e maior disponibilidade do equipamento já que atualmente esse ajuste demanda paradas de linha com perda de produção.

5 CONCLUSÕES

O aparato desenvolvido na EEL-USP está apto a simular em laboratório, condições de corte similares aos equipamentos de campo, entretanto, com capacidade reduzida, limitando-se a cortes com momento resultante ($F_{\max} \times c$) inferiores a 2,2N.m. Essa limitação foi baseada na suposição de flexão da base da ferramenta inferior a partir de evidências verificadas nos gráficos de força x deslocamento, deslocamento x tempo e tensão cisalhante x folga nos ensaios com a chapa de 2,0mm.

Quando a largura da peça cortada é inferior a largura ativa de corte, a etapa estacionária é suprimida e a Força máxima ($F_{\max}$) de corte passa a depender também da largura.

As diferenças entre os valores estimados pela equação para cálculo da força máxima de corte definida na literatura e os valores reais chegam a 41 e 55%, respectivamente. Isto pode estar relacionado ao fato da equação desconsiderar variáveis fundamentais no comportamento do corte como a folga, o raio de afiação da ferramenta, a velocidade do corte e o ângulo de inclinação entre navalhas.

Nos ensaios com chapa de 1,5mm a tensão cisalhante decresce de forma linear à medida que se aumenta a folga entre as navalhas, até uma folga média de aproximadamente 12%t, quando o comportamento muda. Possivelmente isso ocorre por causa da alteração do estado de tensão que contribui para o excessivo dobramento. Essa hipótese é reforçada quando se analisa as superfícies e perfis de corte, onde a fração da região de penetração volta a aumentar na maior faixa de folga testada, devido ao aumento da área efetiva da região de corte pela inclinação da peça.

Uma região intermediária entre penetração e fratura aparece tanto nos ensaios nos ensaios de laboratório quanto nas amostras cortadas em campo e pode estar associada à

direção de avanço da ponta da trinca e maior distância entre as duas frentes iniciadas na ferramenta superior e inferior.

Todas as interfaces entre a região de penetração e fratura se apresentaram irregulares. A baixa localização da deformação, a característica dos precipitados formados (possivelmente TiN) e adicionalmente o alto ângulo de fratura parecem contribuir para esse resultado.

A diferença média entre os ângulos de fratura e o ângulo da diagonal entre arestas da ferramenta das amostras ensaiadas em laboratório ficou em torno de 9° e das amostras de campo em torno de 16° , sendo que o ângulo de fratura foi maior em praticamente todos os casos. De fato, o alto ângulo de fratura pode ser uma consequência da grande deformação e da grande inclinação das chapas no momento da fratura.

A fração da região de deformação aumenta à medida que a folga aumenta para todas as faixas estudadas e é muito superior as citadas pela literatura para os tipos de corte evidenciados pelas regiões de penetração e fratura. Esse fato está relacionado às especificidades do comportamento mecânico do aço IF-Ti. Os valores relativamente altos de n e m deste material induzem a uma grande distribuição da tensão, permitindo grandes deformações plásticas antes da ocorrência da fratura. Além disso, a ausência de finos precipitados ao longo de toda a matriz inibe o mecanismo de iniciação de trincas e conseqüentemente retarda a fratura.

Embora tenha havido maior dificuldade em preservar a rebarba nas amostras de campo devido ao elevado manuseio e às etapas de preparação, outras características apresentadas indicam que essas atingiram valores percentuais similares aos dos ensaios de laboratório e aos encontrados na literatura para ligas de alumínio e magnésio.

O aspecto do perfil de corte variou sensivelmente de um lado a outro nas amostras cortadas em campo nos levando a pensar que uma pequena variação da folga ao longo do comprimento das navalhas estava presente.

Em todas as imagens da superfície de corte das chapas cortadas em campo podem-se verificar marcas muito mais pronunciadas do que aquelas mostradas na região de corte das amostras ensaiadas em laboratório devido ao maior desgaste das navalhas industriais e das folgas mais fechadas utilizadas. Nenhuma diferença significativa foi notada nas amostras com ou sem a utilização de óleo lubrificante nos ensaios de laboratório.

Os melhores resultados de corte foram obtidos com regulagem de folga entre 4 e 8%t apresentando rebarbas inferiores a 1,5% da espessura da chapa, menores frações da região de deformação e interface corte/fratura ligeiramente mais regulares do que as outras faixas de folga testas em laboratório.

A fim de melhorar ainda mais o resultado do corte para este tipo de material é necessário estudar a adaptação de um sistema de apoio da chapa mais eficiente e um ajuste automático da folga nas tesouras de pontas final.

REFERÊNCIAS

ALAOUA, D.; LARTIGUE, S.; LARERE, A.; PRIESTER, L. Precipitation and Surface Segregation in Low Carbon Steels. **Materials Science and Engineering**, v.A189, p.155, 1994.

ALJIBORI, H. S. S.; HAMOUDA, A. M. Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming Process. **European Journal of Scientific Research**, v.33, n.1, p. 57-69, 2009.

ALTAN, T. **Schuler Metal forming handbook**. Berlin: Springer-Verlag, 1998. p.281-282

ALTAN, T. **Blanking developments**. Editado pelo Autor, 2007. Disponível em: <<http://www.thefabricator.com>> Acesso em: 27 abr. 2010

ASM metals handbook. 9th ed. Metals Park, Ohio: ASM, 1993. v.14.

ATKINS, A. G. On cropping and related processes. **Int. Z Mech. Sci.**, v. 22, p. 215-231, 1979.

ATKINS, A. G. Surfaces produced by guillotining. **Philosophical Magazine A**, v. 43, n.3, p. 627-641, 1981.

ATKINS, A. G. On the mechanics of guillotining ductile metals. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 24, p. 245-257, 1990.

AVALLONE, E. A; BAUMEISTER, T. **Marks Standard Handbook for Mechanical Engineers**. 10th ed. New York: McGraw Hill, 2006.

ÁVILA, Nadja Valéria Vasconcellos de. **Influência de condições de Laminação a quente nas texturas e propriedades de aço LI**. Tese (Doutorado) – Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro - RJ, 1998.

BATALHA, Gilmar Ferreira; CERVEIRA, Renato Luiz Lehnert Portela; SILVA, Flavia Renata Dantas Alves. Simulação de processos de micro fabricação: influência do efeito da escala. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO., Joinville, 2005. COBEF. Rio de Janeiro : ABCM, 2005.

BLUESCOPE STEEL **Forming - Punching and piercing steel sheet and strip**. Australia, 2003. (Technical Bulletin TB-F3)

BLUESCOPE STEEL **Forming - Shearing and slitting steel sheet and strip**. Australia, 2003. (Technical Bulletin TB-F2)

CARNEIRO, J. R. G. et al. **Modelagem matemática das curvas de fluxo na austenita em compressão / torção para um aço ARBL**. Belo Horizonte: Educação e Tecnologia, 2001. 32p.

CARVALHO, C. R. G. **Avaliação microestrutural de amostras de BQD de aço baixo carbono com 2,0mm de espessura produzido na CSN e comparação com similar japonês.** Volta Redonda – RJ, 1999. (Relatório SGPD 072/99)

CHAN, L. C.; LEE, T. C.; WU, B. J.; CHEUNG, W. M. Experimental study on the shearing behaviour of fine-blanking versus bar cropping. **Journal of Materials Processing Technology**, v.80, p. 126-130, 1998.

CHAN, L. C.; LEUNG, Y. C.; LEE, T. C.; FAN, J. P.; TANG, C. Y. Numerical simulation for fine-blanking—a new approach. **Materials Science and Engineering**, v.A364, p. 207-215, 2004.

CHEROUAT, A.; BOROUCHAKI, H.; SAANOUNI, K.; LAUG, P. Numerical Methodology for Metal Forming Processes Using Elastoplastic Model with Damage Occurrence. **J. Mater. Sci. Technol.**, v.2, n.2, 2006.

CLIFT, S. E.; HARTLEY, P.; STURGESS, C. E. N.; ROWE, G. W. Fracture prediction in plastic deformation processes. **Int. J. Mech. Sci.**, v.32, n.1, p. 1-17, 1990.

COLPAERT, H. **Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns.** 4^a ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2008.

CRAMB A. W.; BYRNE M. Steelmaking and Castings Practices for High Quality Free Steel. In: **METALLURGY of vacuum-desgassed steel products.** Warrendale, PA.: TMS-AIME, 1990. p. 3-27.

CSN. **Catálogo de produtos laminados**, 2009. Disponível em: <<http://www.csn.com.br>>

Acesso em: 18 jul. 2009

DIETER, G.E. **Metalurgia Mecânica**. 2 ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1981.

FARIA, M. A. **Análise da vida útil e da geometria da ponta do punção de aço AISI D2 utilizado na furção de chapas de aço LNE600**. Dissertação (mestrado) - Universidade tecnológica federal do Paraná, Curitiba – PR, 2007.

FERREIRA FILHO, A.; STAGETTI, F. Tiras de aço laminadas a frio utilizadas na conformação de peças pelo processo de estampagem fineblanking. In: 43º Seminário de Laminação Processos e Produtos Laminados e Revestidos, Curitiba - PR, ABM, 2006.

GOIJAERTS, A. M.; GOVAERT, L. E.; BAAIJENS, F. P. T. Prediction of Ductile Fracture in Metal Blanking. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v.122, p. 476-483, 2000.

GOLOVASHCHENKO, S. F. A study on trimming of aluminum autobody sheet and development of a new robust process eliminating burrs and slivers. **International Journal of Mechanical Sciences**, v.48, p. 1384-1400, 2006.

GORNI, A. A.; SILVEIRA, J. H. D.; ALMEIDA FILHO, C. Efeito do processo de Laminação a Quente sobre as propriedades mecânicas de chapas finas de Aço I.F. laminadas a frio. In: SEMINÁRIO DE LAMINAÇÃO – PROCESSOS E PRODUTOS LAMINADOS E REVESTIDOS,39., Ouro Preto – MG, 2002.

GOSH, S.; LI, M.; KHADKE, A. 3D modeling of shear-slitting process for aluminum alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, v.167, p. 91–102, 2005.

GUPTA, I.; BHATACHARYA, D. Metallurgy of Formable Vacuum Degassed Interstitial Free Steels. **Proc. Of Metallurgy of Vacuum-Degassed Steel Products**, p. 43-72, 1989.

HAMBLI, R., Prediction of burr height formation in blanking processes using neural network, *International Journal of Mechanical Sciences*, v.44, p. 2089-2102, 2002.

HAMBLI, R., GUERIN, F. Application of a neural network for optimum clearance prediction in sheet metal blanking processes. **Finite Elements in Analysis and Design**, v.39, p.1039-1052, 2003.

HILDITCH, T. B., HODGSON, P. D. Development of the sheared edge in the trimming of steel and light metal sheet. **Journal of Materials Processing Technology** v.169, p. 192-198, 2005.

HUTCHINSON, W.B. **Int. Metals Ver.**,v.29, p.25,1984.

JOHNSON, W.; SLATER, R. A. C. *Proc. CIRP-ASTME* 801, 1967.

KALPAKJIAN, S.; SCHIMID, S. **Manufacturing Processes for Engineering Materials**. 5th ed. Prentice Hall, 2008.

KASUGA, Y.; TSUTSUMI, S.; MORI, T. On the shearing process of ductile sheet metals. **Bulletin of the JSME**, v.20, n.148, p. 1329-1335, 1977.

KATOH, H., TAKECHI, H., TAKAHASHI, N.; ABE, M., Cold Rolled Steel Sheets Produced by Continuous Annealing, **Proc. Of Technology of Continuously Annealed Cold Rolled Sheet Steel**, p. 37-60, 1985.

KONDO, K.; Recent developments of shearing in Japan. **Int. J. Mach. Tools Manufact.** v. 29, n. 1, p.29-38, 1989.

KRAUSS, G.; WILSHYNSKY, D.O.; MATLOCK, D.K.. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON INTERSTITIAL FREE STEEL SHEET: PROCESSING, FABRICATION AND PROPERTIES, 1991. CIM, Ottawa, Canada, Proceedings Ed. by L.E. Collins and D.L. Baragar, p.1.

KWAK, T.S., KIM, Y. J.; BAE, W. B. Finite element analysis on the effect of die clearance on shear planes in fine blanking. **Journal of Materials Processing Technology**, v.130, p. 462-468, 2002.

LASCOE, O. D. **Handbook of fabrication processes**. ASM International Metals Park: 1988, ISBN 9780871703026.

LAZINSKY, S. A. **Analyzing shear features**. Editado pelo Autor, 2001. Disponível em: <<http://www.thefabricator.com>> Acesso em: 27 abr. 2010

LI, M. An experimental investigation on cut surface and burr in trimming aluminum autobody sheet. **International Journal of Mechanical Science**, v.42, p. 889-906 ,2000.

MACEDO JUNIOR, E. **Desenvolvimento/adequação do aço IF-Ti em uma linha de galvanização contínua**. Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Metalúrgica) - Universidade Federal Fluminense; Volta Redonda – RJ, 2008.

MARCOS, F. **Corte e dobragem de chapas**. 1^a ed. Hemus, 2007.

MARTINS, C. A.; SAMPAIO, A. P.; GERMANO, R. L. S.; ZWIRMAN, N. C. S.; FRANKLIN, L. P.; RENÓ R. T.; MONTEIRO, C. A. In: CONGRESSO ANUAL DA ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METALURGIA E MATERIAIS, 53., 1998. Belo Horizonte - MG, 573, **Anais...**

MATSUDA, Y.; NISHINO, M.; IKEDA, J. **Development of Trimming Technology for Hot Rolled Ultra Low Carbon Steel**. Kashima – Japan, 1989.

NAJAFI-ZADEH, A; YUE, S.; JONAS, J.J. Influence of Hot Strip Rolling Parameters on Austenite Recrystallization in Interstitial Free Steels. **ISIJ International**, v. 32, n.2, p. 213-221, 1992.

NEVES, F. O.; REGONE, W.; BUTTON, S. T. Análise do comportamento microestrutural de um aço microligado por simulação física análoga ao forjamento a quente. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS - CBECIMAT, Natal - RN, 2002.

OLIVEIRA, M. P. **Estudo de Envelhecimento em aços galvanizados por imersão a quente**. Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Metalúrgica) - Universidade Federal Fluminense; Volta Redonda - RJ, 2003.

PEREIRA, J. F. B.; SOUZA, T. O.; MEYER, L. C. O. In: CONGRESSO ANUAL DA ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METALURGIA E MATERIAIS, 54., São Paulo - SP, 1999, **Anais...** p.167

PRADHAN, R. Cold-rolled interstitial-free steels: a discussion of some metallurgical topics. In: PROCEEDINGS OF INTERNATIONAL FORUM FOR PHYSICAL METALLURGY OF IRON AND STEELS. Toquio; ISIJ INTERNATIONAL, 1996, p.165-177

REGONE, WILLIAM. **Simulação da Laminação a Quente de um Aço Livre de Intersticiais (IF) através de Ensaio de Torção**. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de São Carlos; São Carlos SP, 2001.

RIBEIRO, R. F.; **Aperfeiçoamento do corte lateral de aços livres de intersticiais laminados a quente**. Dissertação (mestrado) - Universidade de São Paulo; Lorena – SP, 2009.

RODRIGUES, J.; MARTINS, P. **Tecnologia Mecânica – Tecnologia da deformação plástica**. 2ª ed. Lisboa: Escolar editora, 2010. v.2

RUKKI DATA SHEET. **Processing of material - Mechanical cutting**. Helsinki: RUKKI Finland, 2007.

SAANOUNI, K.; BELAMRI, N.; AUTSSERRE, P. Finite element simulation of 3D sheet metal guillotining using advanced fully coupled elastoplastic-damage constitutive equations. **Finite Elements in Analysis and Design**, v.46, p. 535-550, 2010.

SANTOS, A. C; MOURA, M. E; SAPPACK, S. Processo de corte. **Jornal Ação**: n.10; 2008.

SATOH, S.; OBARA, T.; TAKASAKI, J.; YASUDA, A.; MISHIDA, M.; A New Process for Manufacturing Deep-Drawing Cold Rolled Steel Sheets from Extra Low Carbon Steels, **Kawasaki Steel Tech. Report**, v.12, p. 36-44, 1985.

SEO, Y. **Improving blank edge conditions**. Editado pelo Autor, 2003. Disponível em: <<http://www.thefabricator.com>> Acesso em: 27 abr. 2010

SEO, Y. **Blanking questions have you on the edge?** Editado pelo Autor, 2005. Disponível em: <<http://www.thefabricator.com>> Acesso em: 27 abr. 2010

SLOMP, J.; KLINGENBERG, W. A Proposal to Use Artificial Neural Networks for Process Control of Punching/Blanking Operations. In: Flexible Automation and Intelligent Manufacturing – FAIM, Toronto, Canada, 2004.

SULIMAN, S. M. A. An experimental investigation of guillotining of Aluminum alloy 5005. **Materials and Manufacturing Processes**, v.16, n.5, p. 673-689, 2001.

TARKANY, N. Improving Perforating Die Performance - The effects of stress, clearance and material. **Dayton Technical**, 2004.

TOKUNAGA, Y.; YAMADA, M. et al. Effect of Combined Addition of Nb and Ti on the Mechanical Properties of Extra Low Carbon Steel Sheet, **Tetsu-to-Hagane**, v.17, n.2, p.109-116, 1989.

WEISS, I.; JONAS J. J. **Metall. Trans.**, v. 10a, p.831-840, 1979.

WISSELINK, H. H.; **Analysis of Guillotining and Slitting, Finite Element Simulations.**

Thesis (PhD) - University of Twente; Enschede, The Netherlands, 2000.

WILSHYNSKY, D.O.; KRAUSS, G.; MATLOCK, D. K. In INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ROLLED SHEET STEEL: PROCESSING, FABRICATION AND PROPERTIES. CIM, 1991, Ottawa, Canada **Proceedings...**Ed. by L.E. Collins and D.L. Baragar, p. 69.

YOSHIDA, S. Seleção de aços e tratamentos térmicos para ferramentas de conformação a frio (estamparia). Brasimet, 2004. Disponível em: <<http://www.brasimet.com.br>>

Acesso em: 30 maio 2010

ZELT, A. **How to avoid slit-in coil slitting problems.** Editado pelo Autor, 2006.

Disponível em: <http://www.thefabricator.com> Acesso em: 27 abr. 2010