

DETERMINAÇÃO DA PERDA DE RESISTÊNCIA A TRAÇÃO EM CORPOS DE PROVA COM LINHAS DE SOLDA¹

Ricardo Pedro Bom²
Flávio Alexandre Kalnin³

Resumo

Neste trabalho objetivou-se determinar a perda de resistência à tração de corpos de prova com linhas de solda. Os corpos de prova ASTM foram moldados pelo processo de injeção com diferentes temperaturas de plastificação (180 °C a 280 °C). O material utilizado foi o polímero termoplástico Polystyrol 158 K da Basf. Este estudo relaciona as linhas de solda em produtos moldados por injeção com a redução da resistência mecânica devido a fragilização na região da linha de solda. Para o desenvolvimento deste trabalho foi projetado e desenvolvido um molde de injeção com uma cavidade em forma de corpo de prova com canal de ataque pelas extremidades, desta forma no momento da junção dos fluxos obtêm-se uma linha de solda no centro do corpo de prova. Os parâmetros do processo de injeção foram determinados a partir de um aplicativo comercial. A temperatura do molde e o tempo de injeção permaneceram constantes. O tempo de solidificação do material foi determinado analiticamente, considerando-se o centro do corpo de prova como referência. Foram injetados dez corpos de prova em cada uma das temperaturas. Foi observada de forma clara a existência de linhas de junção no centro da peça, e as condições de processo utilizadas não permitiram a formação de linha de solda fria. Após a realização dos ensaios de tração, foi determinado que a tensão de ruptura decresce nas seguintes condições: com a diminuição da temperatura de injeção e do tempo de solidificação, e com o aumento da trinca. A ruptura sempre ocorreu na linha de solda.

Palavras-chave: Ensaio de tração; Tempo de resfriamento; Linha de solda; Soldagem por injeção.

DETERMINATION OF WELD LINE STRENGTH IN INJECTION MOLDED

Abstract

In this paper, the purpose is to determine the weld line strength in injection molded samples. The ASTM standard dogbone-shaped samples were molded over a range of melt temperatures (180 °C up to 280 °C). The plastic used was a commercial grade of polystyrene (PS), BASF Polystyrol 158K. This study links weld lines in parts by injection molding with mechanical strength reduction due to embrittling effect in weld-line region. A single-cavity mold double-gated was used to generate ASTM D638 Type I tensile specimens. The double-gated and runner allow the parts to be molded with weld line. The injection process parameters were determined by imputing resin, machine and geometry information into a CAE software package. The mold temperature and fill time were maintaining the same. The frozen time was determined by analytic equation, which considers the center of the thickness as reference. For each melt temperature 10 samples were tested. The weld line was clearly noted in the centre of the samples and the process condition set avoided the cold weld line. By the strength tests were possible to realize that lower the injection temperature lower the frozen time and higher the length of the crack. Then low injection temperature leads to low maximum strength. The fracture always occurs in the weld line.

Key words: Strength test; Cooling time; Weld line; Injection molding.

¹ *Contribuição técnica ao 62º Congresso Anual da ABM – Internacional, 23 a 27 de julho de 2007, Vitória – ES, Brasil.*

² *Prof. Dr. dem2rpb@joinville.udesc.br, UDESC-CCT / Joinville.*

³ *Ms.C. Eng. Materiais, flaviokalnin@expresso.com.br, UDESC-CCT / Joinville.*

1 INTRODUÇÃO

No desenvolvimento de peças ou produtos em material plástico existem dois aspectos principais a serem abordados no que tange a formação de linhas de solda. O primeiro diz respeito à estética, linhas de solda não devem estar aparentes nas superfícies principais de um produto, e para que não ocorra isto elas são deslocadas para outras superfícies, ou então, a superfície de interesse pode ser texturizada com o objetivo de camuflar a marca da linha de junção ou de solda.⁽¹⁾ O segundo está correlacionado com o aspecto estrutural, ou seja, com a resistência na região de formação da linha de solda.⁽²⁾ A formação da linha de solda está correlacionada com a separação e posterior união do fluxo dentro da cavidade do molde, os motivos podem ser vários, como por exemplo: múltiplos pontos de injeção, geometria complexa, variação na espessura que podem provocar o efeito de hesitação e refluxo, furos e rebaixos. A análise do ângulo de junção dos fluxos pode determinar se irá existir uma linha de junção ou solda.^(2,3) Vários pesquisadores têm empreendido esforços em estudos que abordam a perda de resistência devido à existência de linhas de solda e linhas de junção.⁽⁴⁻⁹⁾ Na linha solda existe a difusão molecular entre as duas superfícies, pois quanto maior for a temperatura e o tempo de permanência na temperatura acima da T_g maior será a difusão na interface.⁽¹⁰⁻¹²⁾ Se houver formação de uma linha de solda fria, a adesão entre as interfaces se faz praticamente apenas pelo efeito da tensão superficial.⁽¹³⁾ Assim, existe um tempo, uma temperatura e uma pressão ideal para se reconstituir uma interface de linha de solda. Se estas condições forem atingidas em um processo de moldagem por injeção, então a linha de solda estará otimizada. Neste trabalho será dado o enfoque na variação da tensão de ruptura em função da temperatura de injeção.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

No desenvolvimento deste trabalho foi utilizado um polímero termoplástico de estrutura amorfa, Polystyrol 158 K da Basf. O material utilizado foi secado a 80°C durante duas horas antes de ser injetado. Na Figura 1, está representada uma fotografia da placa móvel do molde de injeção. A alimentação do corpo de provas foi feita pelas extremidades com um canal de ataque do tipo filme com espessura igual a $2/3$ da espessura do corpo de prova.

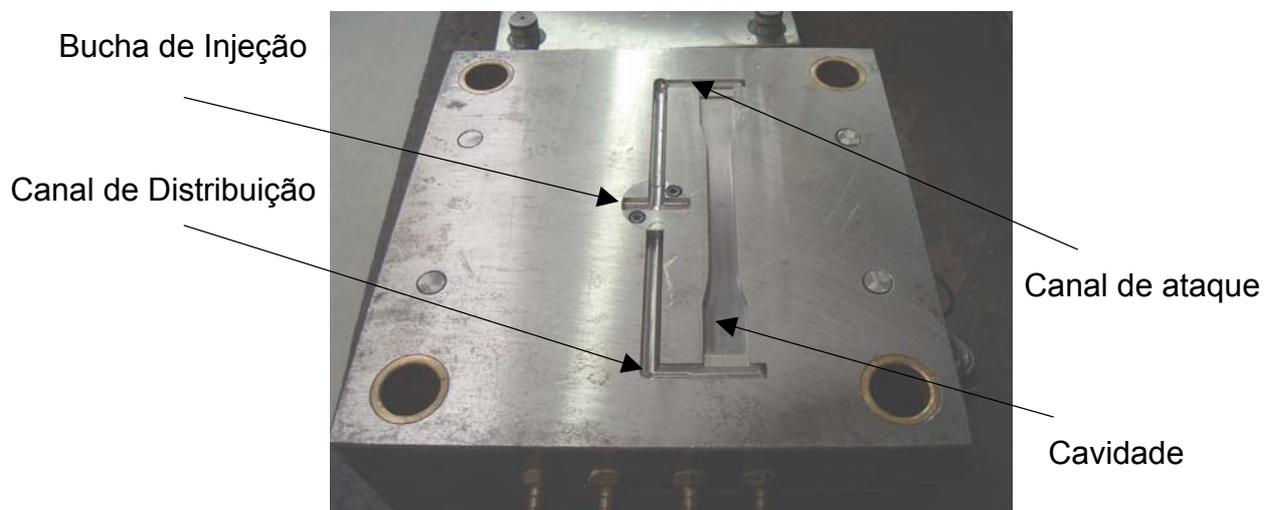


Figura 1. Fotografia da placa móvel do molde de injeção

A escolha deste tipo de canal de ataque foi feita para se obter uma frente de fluxo uniforme, os demais parâmetros de projeto foram consultadas as referências 14, 15, 16, 17 e 18. Os canais de ataque foram balanceados para que a linha de solda ficasse no meio do corpo de provas. A bucha de injeção que contém o canal principal pode ser rotacionada para se obter corpos de prova alimentados por um dos lados, como visto na figura, neste molde é possível obter amostras com e sem linha de solda.

Na Figura 2, está representada a forma final dos canais de distribuição e do corpo de prova formato ASTM D 638, tipo I, após o processo de injeção.

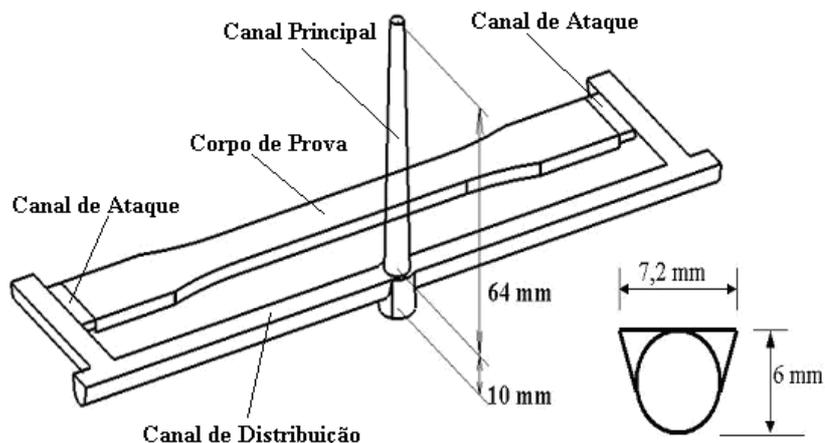


Figura 2. Forma das cavidades que formam o conjunto corpo de prova e canais de distribuição.

Utilizou-se no desenvolvimento experimental a injetora modelo 250 Plus, da marca Battenfeld, com as seguintes características: rosca de 22 mm de diâmetro e capacidade de injeção de 27 g de PE.

Foram utilizados os seguintes parâmetros de injeção determinados por simulação,⁽³⁾ conforme indicado na Tabela 1.

Tabela 1. Parâmetros de processo de injeção determinados por simulação.

Temperatura de injeção (°C)	180	204	215	230	245	260	280
Temperatura do molde (°C)	51	51	51	51	51	51	51
Tempo de injeção (s)	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5
Tempo de recalque (s)	4,4	5,4	5,8	6,3	6,8	7,2	7,8
Tempo de solidificação (s)	19,2	21,7	22,7	23,9	25,1	26,1	27,3
Pressão de injeção (MPa)	38,33	30,03	27,02	23,45	20,37	17,67	14,60
Pressão de recalque (MPa)	30,66	24,02	21,62	18,76	16,30	14,14	11,68

Para os ensaios de tração utilizo-se uma máquina de tração, modelo DL 30.000 da empresa Emic, com célula de carga de 10.000 N, extensômetro de 50 mm e velocidade de tração de 5 mm/min. Temperatura de ensaio de 26°C e umidade relativa do ar de 65%.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Equação 1 considera a transferência de calor por condução em uma placa de material plástico de $2e$ de espessura, a temperatura inicial desta placa é $T_{injeção}$ no instante $t=0$. A teoria prevê a aproximação de duas placas metálicas com temperatura constante⁽¹⁹⁾ e por semelhança com o processo de injeção esta temperatura será T_{molde} , visto que, no processo de injeção a resistência térmica do molde é menor do que a do material injetado.^(14,20) A solução analítica da equação pode ser obtida para varias camadas da placa quando atribuídos os respectivos valores.

$$\frac{T_{molde} - T_{(y,t)}}{T_{molde} - T_{injeção}} = 2 \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{\left(n + \frac{1}{2}\right)\pi} \exp \left[- \left(n + \frac{1}{2}\right)^2 \pi^2 \frac{\alpha t}{e^2} \right] \cos \left[\left(n + \frac{1}{2}\right) \frac{\pi y}{e} \right] \quad (1)$$

A temperatura do molde (T_{molde}) foi mantida constante em 51°C , as temperaturas de injeção ($T_{injeção}$) variaram de 180 a 280°C . A temperatura na posição y no tempo t , ($T_{(y,t)}$) é a variável a ser determinada, o número de termos da série utilizado foi de $n=100$. O tempo (t) variou de 0 a 40 s, a espessura do corpo de prova foi de $3,35$ mm, portanto $e=1,675$ mm. Foram calculados os tempos de solidificação do centro da placa que é o último lugar a solidificar (convém ressaltar que o tempo de solidificação deste trabalho é definido como aquele necessário para que o polímero esfrie até a temperatura de transição vítrea, (T_g), para a solução da equação é considerado $y=0$. A difusividade térmica do material (α) é calculada a partir da Equação 2, o valor de α utilizado foi de $\alpha=0,0744$ mm/s²,

$$\alpha = \frac{k}{\rho C_p} \quad (2)$$

A condutividade térmica (K) do PS utilizado foi de $K=0,140$ W/m⁰C, a massa específica (ρ) foi considerada constante para o material plastificado, $\rho=0,955$ g/cm³ e o calor específico do material como sendo $C_p=1.970$ J/kg⁰C.

No gráfico ilustrado na Figura 3 estão representadas as curvas obtidas pela solução analítica da Equação 1. No início de cada curva para $t=0$ tem-se a temperatura de injeção $T_{injeção}$, a temperatura do centro da placa vai diminuindo com o tempo. Traçando uma reta representando a temperatura de transição vítrea do material $T_g=100^{\circ}\text{C}$, a interseção desta reta da T_g com as demais curvas permite obter o tempo de solidificação do corpo de prova, na Tabela 2 estão indicados os tempos assim determinados. A linha logo abaixo indica a temperatura de desmoldagem ou extração. Mais abaixo, está representado uma linha indicando a temperatura do molde de 51°C , como pode ser observado pelo resultado da simulação, nenhum dos casos atingiu a temperatura do molde em 40 s.

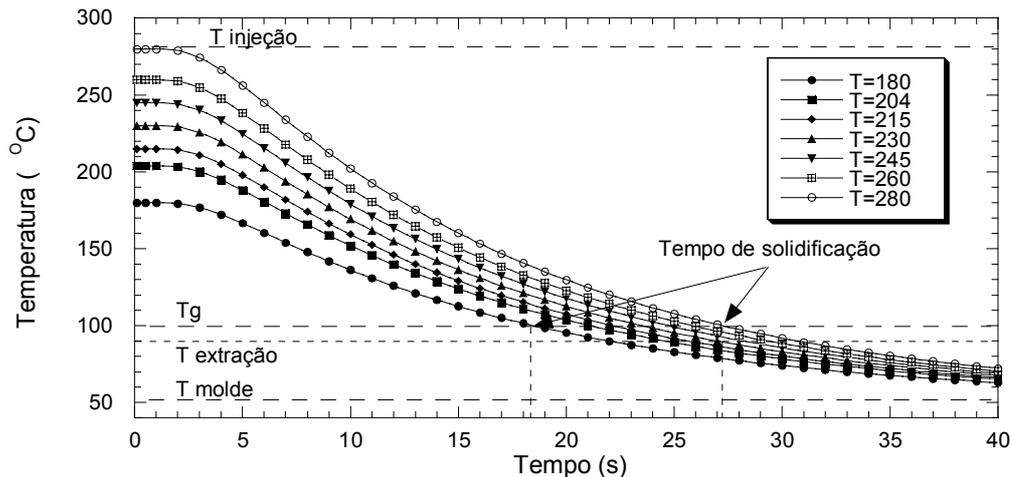


Figura 3. Variação da temperatura ao longo do tempo para $y=0$ e para diferentes temperaturas de injeção.

Os valores médios das tensões de ruptura obtidas a partir dos ensaios de tração dos corpos de prova, com e sem linhas de solda, e seus respectivos desvios padrão, estão indicados na Tabela 2. A área total do corpo de prova sem linha de solda (A_0) é igual a $43,55 \text{ mm}^2$. A tensão σ_0 é a tensão máxima de ruptura obtida também com corpos de prova sem linhas de solda. A tensão σ_w é a tensão de ruptura determinada para os corpos de prova com linhas de solda. Deve-se salientar que devido à característica frágil do material a tensão máxima e a tensão de ruptura são as mesmas. A forma da linha de solda pode ser observada na Figura 4. A linha de solda está presente em todo o perímetro da seção central do corpo de prova. A trinca que está sendo abordada neste trabalho compreende não apenas o entalhe em V observado mas sim toda a região onde a interpenetração molecular não é suficiente para refazer a interface de junção dos dois fluxos. A profundidade da trinca da Figura 4 é de aproximadamente $10 \mu\text{m}$.

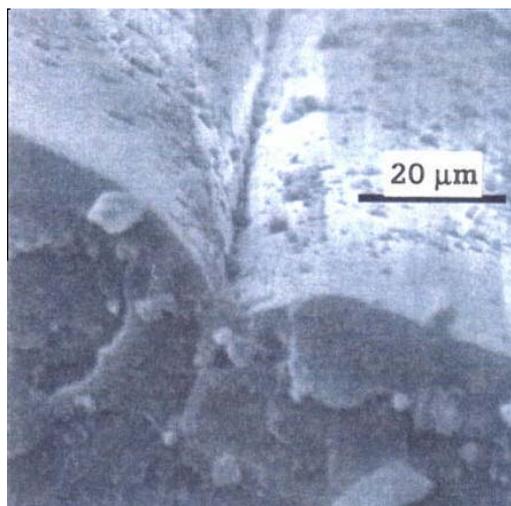


Figura 4. Linha de solda com entalhe em V, Polystyrol 158 K ^(1,2)

A solução da Equação 3 permite determinar a área da trinca (A_{Trinca}),⁽⁴⁾ considerando a seção transversal do corpo de provas um retângulo perfeito e que a trinca como sendo igual em todo o perímetro, então, a solução das Equações 3 e 4 permitiu determinar o tamanho da trinca, “a”, para cada temperatura de injeção.

$$\sigma_{\omega} = \sigma_0 \left(\frac{A_0 - A_{Trinca}}{A_0} \right) \quad (3)$$

Os resultados das Equações 3 e 4 estão indicados na Tabela 2, onde “a” é o tamanho da trinca.

$$4.a^2 - 32,70.a + A_{Trinca} = 0 \quad (4)$$

Comparando os resultados da Tabela 1 com os da Tabela 2, para o tempo de solidificação determinado para diferentes temperaturas. Sendo o primeiro obtido a partir de simulação com o aplicativo comercial e o segundo determinado analiticamente pela Equação 1, pode-se observar que existe coerência entre os resultados calculados a partir dos parâmetros característicos do material e utilizados na Equação 1.

Tabela 2. Valores da temperatura de injeção, σ_{ω} , σ_0 , desvio padrão, A_{Trinca} , A_0 , perda de tensão, trinca e tempo para que $y=0$ atinja a T_g .

Temperatura de injeção (°C)	σ_{ω} (MPa)	Desvio Padrão	A_{Trinca} (mm ²)	Perda de Tensão (%)	Trinca (mm)	Tempo (s)
180,0	22,56	2,37	21,016	48,26	0,703	18,45
204,0	26,74	0,74	16,841	38,67	0,552	21,00
215,0	28,82	1,32	14,763	33,90	0,479	22,18
230,0	31,77	1,06	11,816	27,13	0,378	23,50
245,0	34,57	1,25	9,0196	20,71	0,285	24,67
260,0	37,04	1,74	6,5525	15,05	0,205	25,80
280,0	38,65	1,33	4,9443	11,35	0,154	27,24
Sem linha de solda	$\sigma_0 =$ 43,60	1,04	$A_0 =$ 43,550	0.00	0,000	

A Figura 5 representa a variação da tensão de ruptura com os respectivos desvios padrão e o percentual de perda da tensão de ruptura em função da temperatura de injeção. Como pode ser observada a tensão aumenta com o aumento da temperatura de injeção, ou seja, a linha de solda é melhorada com o aumento da temperatura de injeção. Entretanto, na temperatura máxima de processamento recomendada pelo fabricante, não se atinge o máximo como obtido com o corpo de prova sem linha de solda. O percentual mínimo de perda foi de 11,35% e o máximo de perda ficou em 48,26% para a temperatura de 180°C.

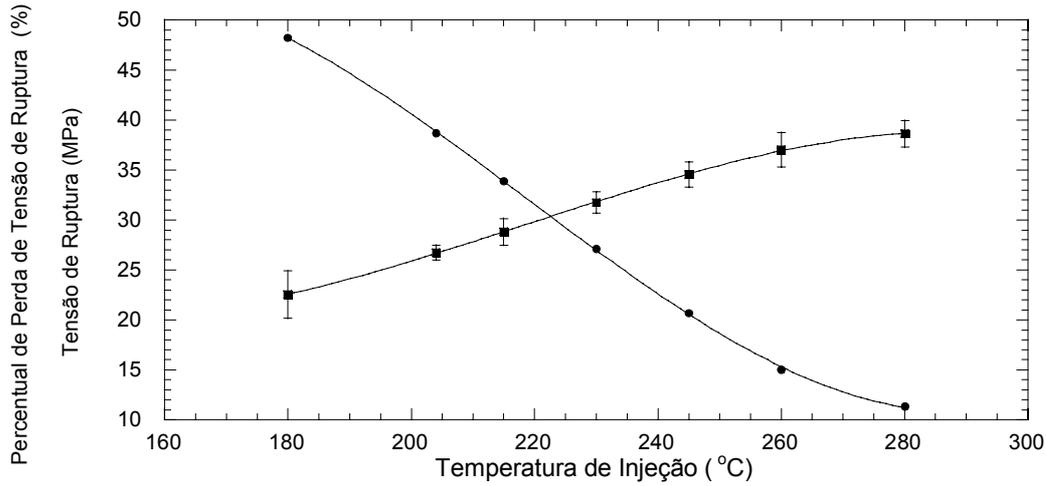


Figura 5. Variação da tensão de ruptura e percentual de perda de tensão em função da temperatura de injeção.

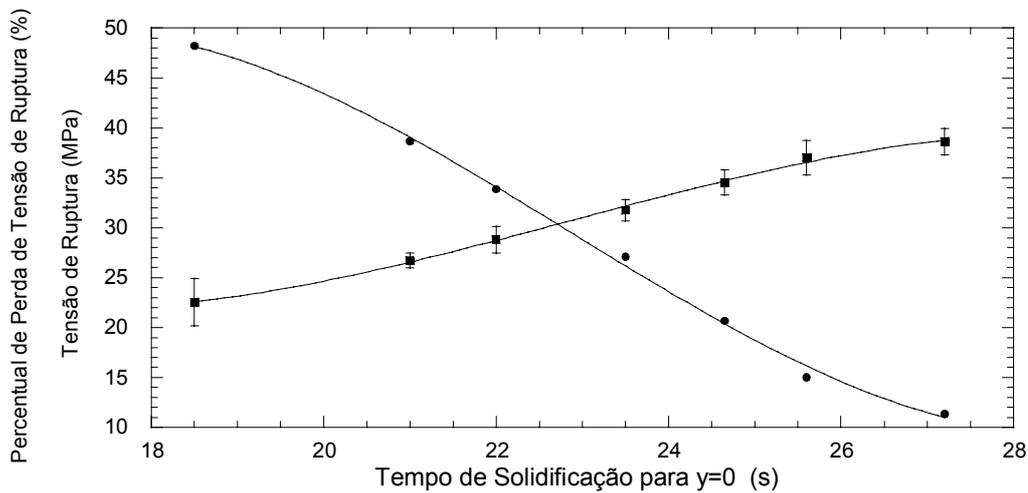


Figura 6. Variação da tensão de ruptura e percentual de perda de tensão em função do tempo de solidificação

Na Figura 6, está representada a variação da tensão de ruptura em função do tempo de solidificação. Como pode ser observado, com maiores tempos de solidificação maior é a tensão de ruptura do PS, a dependência não é linear, sobre os pontos foi interpolado um polinômio de terceiro grau.

Na Figura 7 estão representadas as curvas da variação da tensão de ruptura e seus respectivos desvios padrão e o percentual de perda de tensão em função da trinca experimental. Sobre os pontos foram interpoladas as seguintes equações: Inserindo a Equação 4 na Equação 3, resulta na Equação 5, portanto, a variação da tensão de ruptura em função da trinca pode ser representada por um polinômio de grau 2.

$$\sigma_{\omega} = \sigma_0 \left(\frac{A_0 - 4.a^2 + 32,70.a}{A_0} \right) \quad (5)$$

Re-arranjando os termos da Equação 5, chega-se a Equação 6, que representa a variação percentual de perda de tensão de ruptura em relação ao tamanho da trinca.

$$\left| \frac{\sigma_{\omega} - \sigma_0}{\sigma_0} \right| \times 100 (\%) = \frac{(-4 \cdot a^2 + 32,70 \cdot a)}{A_0} \times 100 \quad (6)$$

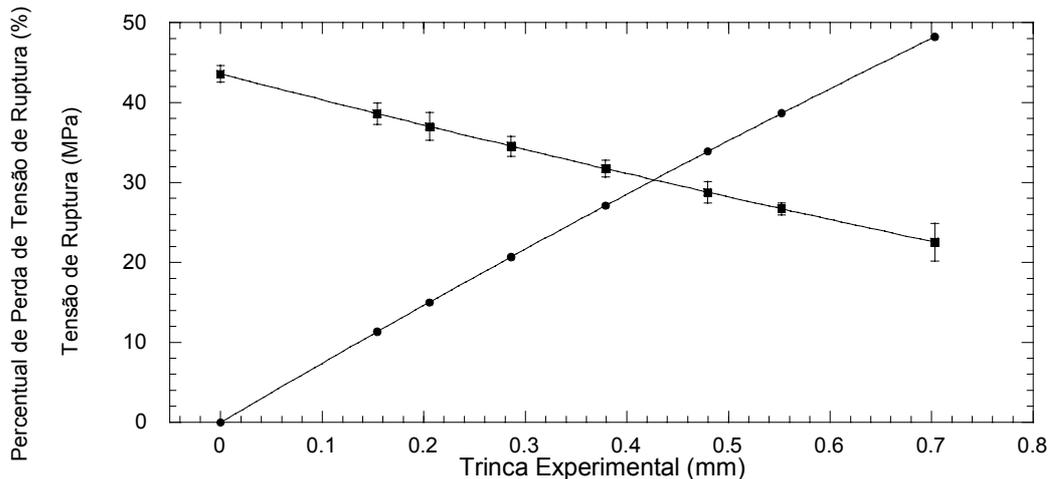


Figura 7. Variação da tensão de ruptura e percentual de perda de tensão em função da dimensão da trinca

4 CONCLUSÕES

A conclusão principal deste trabalho é que a temperatura na região de formação da linha de solda é o principal parâmetro que influencia na formação e na melhoria da reconstituição da interface. Neste estudo esta temperatura foi considerada igual à temperatura de injeção. A variação da tensão de ruptura em relação à variação da temperatura não apresentou um comportamento linear. O tempo de solidificação depende da temperatura de injeção e da espessura do corpo de provas, sendo maior quanto maior for a temperatura de injeção. A variação da tensão de ruptura foi descrita a partir de uma equação que tem como variável o tamanho da trinca. Pode-se verificar que aumentando o tamanho da trinca, diminui-se a tensão de ruptura do corpo de provas. Foi possível quantificar a perda de tensão de ruptura em função do tamanho da trinca. A ruptura do corpo de prova sempre ocorreu na linha de solda. Os resultados obtidos com as soluções analíticas da equação de solidificação de placas foram coerentes com os resultados obtidos com o aplicativo comercial.

REFERÊNCIAS

- 1 PINTO, M. A. G.; BOM, R. P.; Aspectos estéticos e estruturais de termoplásticos injetados: linhas de junção e de solda fria, *Plástico Industrial*, Ed. Aranda, p. 146, 153, setembro de 2001
- 2 PINTO, M. A. G.; Análise dos resultados de simulação de injeção em aplicativo comercial, entre modelos matemáticos baseados em casca média e casca externa, *Dissertação de Mestrado em Engenharia de Materiais e Processos Avançados*, Universidade do Estado de Santa Catarina, Centro de Ciências Tecnológicas, p.111, Joinville, 2001.
- 3 C-mold. C-mold Design Guide. Product Number D-701, Version 969.0498. Copyright© 1994-1998 Advanced CAE Technology, Inc.
- 4 KIM, S. G.; SUH, N. P.; Performance prediction of weldline structure in amorphous polymers, *Polymer Engineering Science*, Vol. 26, No. 17, 1986
- 5 CHANG, T.; FAISON, E.; Optimization of weld line in injection molding via an experimental design approach, Iowa State University, 1998
- 6 O'BRIEN-SOUCY, A. K.; BARRY, C. M. F.; STACER R. G.; The development of weld line strength in injection molded PMMA, University of Massachusetts, 1999
- 7 SHAOYUN, G.; Ait-KADI, A.; BOUSMINA, M. A.; A modified model predictions and experimental results of weld line strength in injection molded PS/PMMA blends, Elsevier, 2004
- 8 FELLAHI, S.; Weld lines in injection-molded parts, *Advanced Polymer Technology*, 1995
- 9 MALGUARNERA, S. C.; MANISALI, A.; The structure and properties of weld line in injection molded thermoplastics, *SPE ANTEC Tech. Papers*, 1980
- 10 PECORINI, T. J.; A fracture mechanics approach to weld line fracture in a amorphous cellulose acetate propionate, *Polymer Engineering and Science* 37, No. 2, 1997
- 11 WOOL, R. P.; *Polymer Interfaces: Structure and Strength*, 1^a. ed., New York, Elsevier Applied Science, 1989
- 12 DE GENNES, P. G.; *Scaling concepts in polymers physics*, 1^a. ed., New York, Cornell University Press, 1979.
- 13 WOOL, R. P.; O'CONNOR, K. M.; A Theory of Crack Healing in Polymers, *Jornal Applied Physics* 52(10), p. 5951, october 1981
- 14 BOM, R. P.; Efeito da Pressão e do Tempo de Recalque no Empacotamento de Peças Injetadas, *Monografia apresentada para a obtenção do Título de Especialista em Ciência e Engenharia de Materiais no Centro de Ciências Tecnológicas*, Universidade do Estado de Santa Catarina, UDESC, p. 22-27, junho 2002.
- 15 SORS, L., BARDDÓCZ, L., RADNÓTI, I., *Plásticos Moldes & Matrizes*. São Paulo: Ed. Hemus, p. 144-151.
- 16 GLANVILL A.B., DENTON E.N., *Princípios Básicos e Projetos. Moldes de Injeção*, São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 1980.
- 17 DA CRUZ, S., *Moldes de Injeção*. São Paulo: Ed. Hemus, p. 75-79.
- 18 PROVENZA, F., *Moldes para Plásticos*, Ed. F. Provenza, 1991, p. 5.105-5.122.
- 19 AGASSANT, J.F., AVENAS, P., SERGENT, J.P., VICENT, M., *La Mise em Forme des Matières Plastiques*, 3 ed., Paris: Ed. Tec & Doc Lavoisier, 1996, p.137-147.
- 20 DA CRUZ, A.C., *Determinação do Tempo de Solidificação de Peças Termoplásticas Moldadas pelo Processo de Injeção*, *Dissertação de Mestrado, Ciência e Engenharia de Materiais no Centro de Ciências Tecnológicas*, Universidade do Estado de Santa Catarina, UDESC, p. 21 e 69, julho 2005.