

O MOLDE

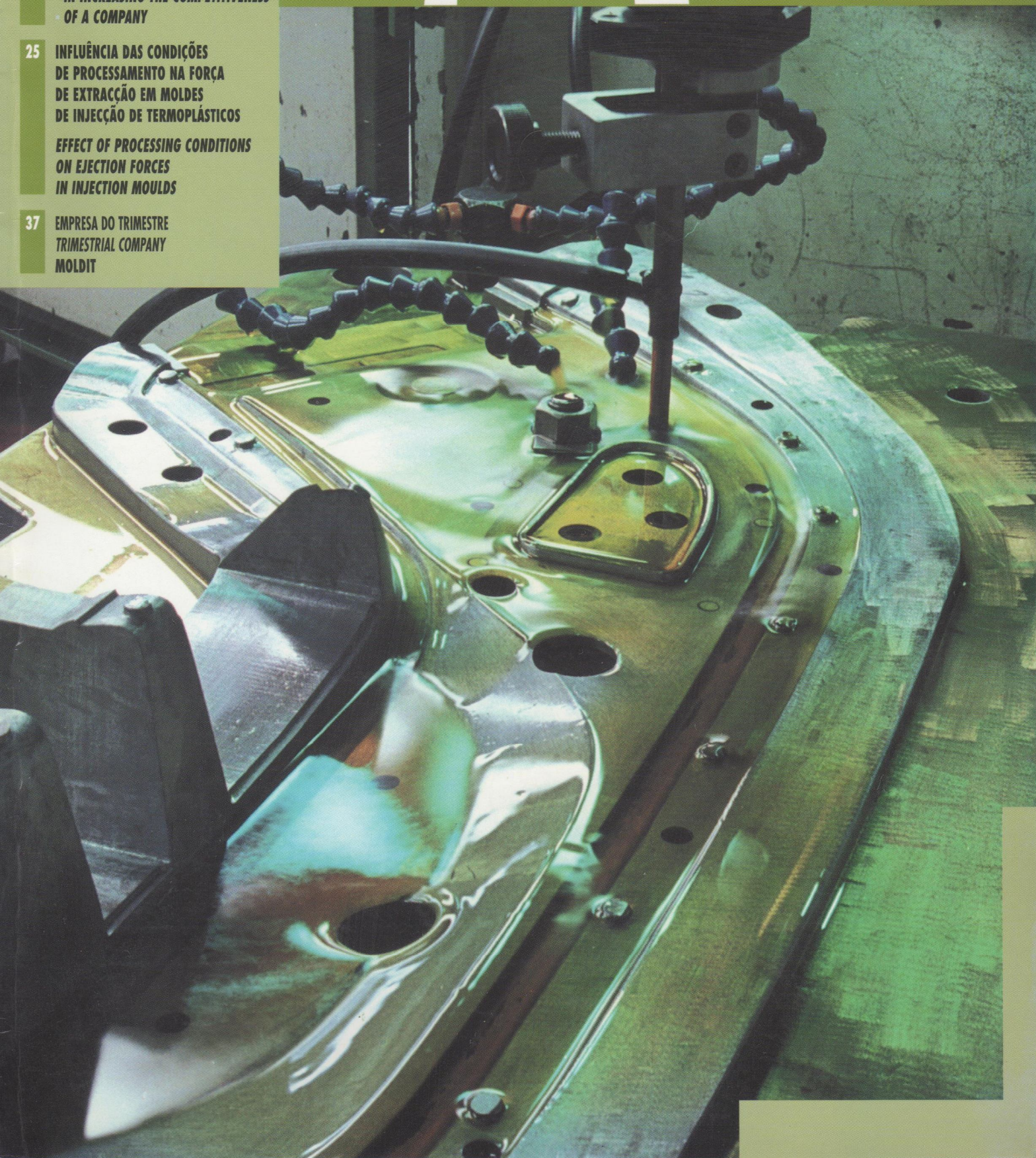
- 20** REDES DE DESENVOLVIMENTO
- INTEGRAÇÃO DE PROCESSOS
- NO AUMENTO DA
- COMPETITIVIDADE EMPRESARIAL

*DEVELOPMENT NETWORKS
- THE ROLE OF PROCESS INTEGRATION
- IN INCREASING THE COMPETITIVENESS
- OF A COMPANY*

- 25** INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES
DE PROCESSAMENTO NA FORÇA
DE EXTRAÇÃO EM MOLDES
DE INJEÇÃO DE TERMOPLÁSTICOS

*EFFECT OF PROCESSING CONDITIONS
ON EJECTION FORCES
IN INJECTION MOULDS*

- 37** EMPRESA DO TRIMESTRE
TRIMESTRIAL COMPANY
MOLDIT





PONTES, A.J. *, PINHO, A.M. **,
A. S. MIRANDA ** E POUZADA, A.S. *

PONTES, A.J. *, PINHO, A.M. **,
A. S. MIRANDA ** E POUZADA, A.S. *

INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE PROCESSAMENTO NA FORÇA DE EXTRACÇÃO EM MOLDES DE INJECCÃO DE TERMOPLÁSTICOS

EFFECT OF PROCESSING CONDITIONS ON EJECTION FORCES IN INJECTION MOULDS

RESUMO

A PREVISÃO da força de extracção em moldes de injeccão é importante para o projecto e dimensionamento dos seus sistemas de extracção. Neste trabalho fez-se o estudo do efeito das condições de processamento (pressão, temperatura de injeccão e rugosidade) na força de extracção de peças tubulares moldadas em dois termoplásticos, polipropileno e poli(óxido de fenileno) modificado. Verificou-se que a força de extracção depende das condições de processamento utilizadas, que parecem ser diferentes nos casos de polímeros amorfos e polímeros semicristalinos. Verificou-se que o coeficiente de atrito "equivalente" associado ao processo de extracção é próximo do valor mínimo indicado na literatura.

1. INTRODUÇÃO

A utilização de plásticos de engenharia em produtos moldados por injeccão cresce a uma taxa anual superior a 2%. Como resultado deste crescimento verifica-se um maior grau de exigência na concepção e fabrico de moldes de injeccão compatível com a melhor qualidade das peças.

No projecto de moldes de injeccão para peças fundas (p. ex. caixas, acessórios de tubagem), a previsão da força de extracção é importante para o dimensionamento correcto dos sistemas mecânicos de actuação que fazem a extracção das moldações. Em particular, o conhecimento prévio das forças envolvidas pode determinar o tipo de actuador a usar: mecânico a partir do movimento do molde, pneumático ou hidráulico [Menges e Mohren, 1986; Pye, 1989].

A força de extracção em peças do tipo referido depende da pressão de contacto entre a bucha e a peça

ABSTRACT

PREDICTING the ejection force in injection moulds with deep cores is important for the optimal design of the ejection actuators. This study will examine the effect of processing conditions (pressure, injection temperature and mould/surface roughness) in the ejection force of tubular mouldings in polypropylene and modified PPE (Noryl). It was observed that the ejection force depends on the processing conditions, which is different on amorphous and semi-crystalline materials. It was observed that the 'equivalent' coefficient of friction associated to the ejection process is closer to the minimum values quoted in the literature for their variation range.

1. INTRODUCTION

The application of thermoplastics in structural applications is growing at an annual rate of 2%, and is setting up a challenge on how to design injection moulds in Portugal. Injection moulds for structural applications may be quite complex pieces of equipment to which high dimensional accuracy is associated. Furthermore the design process of these moulds and their manufacturing must be made more efficient and quick, without compromising the product quality.

In the design of injection moulds for deep parts (e.g. sleeves or box shaped parts), the prediction of the ejection force is important to decide on the power of the ejection systems. By knowing the ejection force the designer will be able to determine which ejection systems are more appropriated: mechanical from mould movement, pneumatic, or hydraulic [Menges e Mohren, 1986; Pye, 1989].

no momento da extracção e do coeficiente de atrito estático [Menges e Bangert, 1981]):

$$F_e = \mu \cdot p_c \cdot A_c \quad (1)$$

em que

- μ - coeficiente de atrito estático
- p_c - pressão contacto peça-bucha
- A_c - área de contacto peça-bucha

O coeficiente de atrito e a pressão de contacto não são facilmente quantificáveis, pois dependem das variáveis de processamento, do material moldado e da rugosidade da bucha.

Neste trabalho faz-se uma exploração preliminar da influência da pressão, da temperatura de injeccção e da rugosidade, na força de extracção de peças moldadas em dois termoplásticos usados em aplicações de engenharia; polipropileno e poli(óxido de fenileno) modificado.

2. TRABALHO EXPERIMENTAL

2.1 Equipamento

Para o estudo do efeito das condições de processamento sobre a força de extracção, desenvolveu-se um sistema de medição das forças de extracção para um molde experimental (fig. 1) de produção de peças de forma tubular com as seguintes dimensões principais:

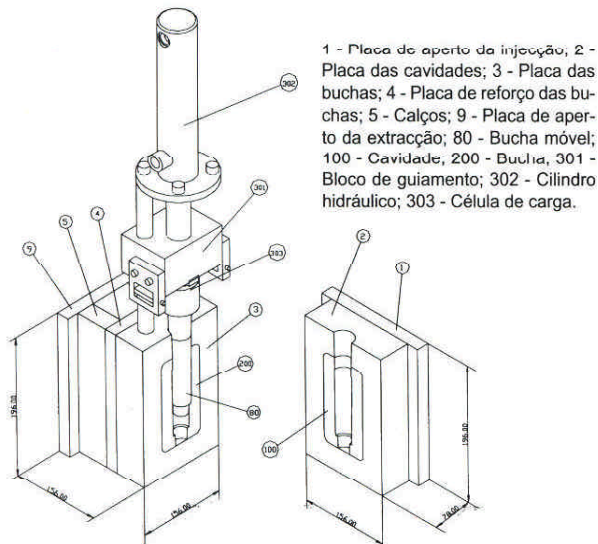


Fig. 1 - Representação esquemática da estrutura do molde

The ejection force for parts with deep cores is obtained from the contact pressure between plastic-steel at ejection time and the static coefficient of friction [Menges e Bangert, 1981]):

$$F_e = \mu \cdot p_c \cdot A_c \quad (1)$$

where

- μ - static coefficient of friction
- p_c - contact pressure between core-moulding
- A_c - area of contact between core moulding

However, the coefficient of friction and the contact pressure are not easily available, as they are both dependent on the moulded material, the processing variables and the core roughness.

In this study the influence of pressure, injection temperature and roughness upon the ejection force of mouldings is explored. Two materials were used: a polypropylene and a modified PPE (Noryl).

2. EXPERIMENTAL

2.1 Equipment

An instrumented experimental mould was designed and manufactured to measure ejection forces of a tubular moulding (figure 1). The main dimensions of the moulding are:

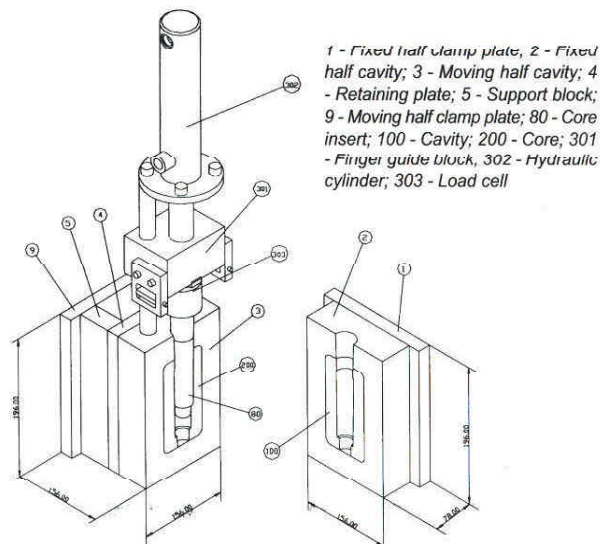


Fig. 1 - Schematic representation of the mould

comprimento 120 mm, diâmetro 35 mm e espessura 1 mm (figura 2).

O sistema de medição é constituído por uma célula de carga extensométrica do tipo viga simplesmente apoiada. Na concepção da célula de carga consideraram-se aspectos relacionados com a eliminação de eventuais forças estranhas à que se pretendia medir, o que foi conseguido colocando a célula de carga em série com a bucha [Pontes, Pinho e Pouzada, 1997].

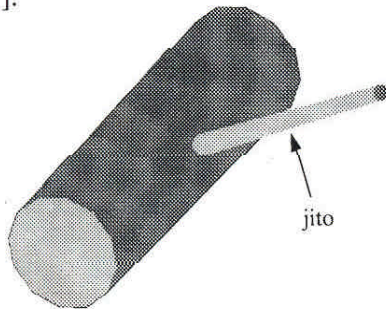


Fig. 2 - Moldação

Para a produção das peças, o molde foi utilizado numa célula de injeção constituída por uma máquina de injeção Klöckner Ferromatic FM20, de 200 kN de força de fecho e 32 g de capacidade de injeção, um termoregulador da temperatura do molde, Klockner Ferromatic Desma T1 OEW413, e secador de matéria-prima com circulação de ar, Kramer Trockner PK-200/100.

Para avaliar o efeito da rugosidade e das variáveis de processamento na força de extracção, construíram-se três buchas de rugosidades médias (Ra) diferentes, nomeadamente 0.12, 0.9 e 4 μm . O acabamento das buchas foi feito num centro de torneamento computadorizado, Mori Seiki, com comando Fanuc T6F.

2.2 Materiais

No programa de moldação foram utilizados dois termoplásticos, um com menor contracção dimensional, poli(óxido de fenileno) modificado com poliestireno (PPE) (Noryl SE1-701 da General Electric Plastics) e outro de maior contracção, polipropileno (PP) homopolímero (HC115J da Borealis).

O PPE é um polímero amórfico não transparente

35 mm in diameter, 120 mm in length, and 1 mm in thickness (figure 2).

The load cell system for measuring the ejection forces is based on a simple supported bending transducer based on strain gauges technique. The load cell was designed to be in series with respect to the core in order to avoid forces other than the specifically related to ejection [Pontes, Pinho e Pouzada, 1997].

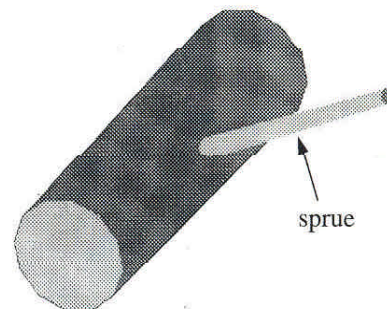


Fig. 2 - The moulding part

The mouldings were produced in a cell consisting of a Klöckner Ferromatic FM20 injection moulding machine of 200 kN clamp force and 32 g shot capacity, a thermal regulator, Klockner Ferromatic Desma - T10EW413, and a material drier, Kramer Trockner PK-200/100.

For evaluating the effect of the roughness and processing variables on the ejection force, three core inserts with different average roughness (Ra), 0.12, 0.9 and 4 μm were constructed. The core finishing was made in computerised turning centre, Mori Seiki, with Fanuc T6F command.

2.2 Materials

Two thermoplastic materials were used, one with lower shrinkage, modified PPE (Noryl SE1-701 from General Electric Plastics) and another with higher shrinkage, polypropylene (HC115J from Borealis).

The modified PPE is an amorphous material with

com uma contracção dimensional longitudinal da ordem dos 0,6%; o seu módulo de flexão a 23 °C é de 2,5 GPa e a tensão de cedência é de 55 MPa (ASTM D638). Este material tem possibilidade de ser usado até cerca de 100°C.

Na figura 3 mostra-se a variação com a temperatura do módulo à flexão do PPE.

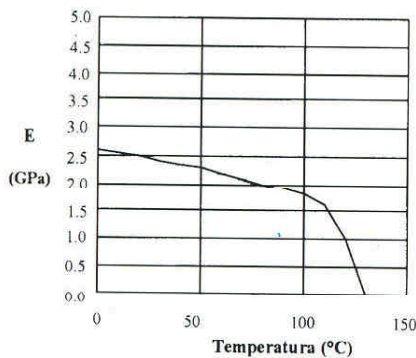


Fig. 3 - Variação do módulo à flexão com a temperatura, PPE

As aplicações deste material são, quase todas, relacionadas com resistência eléctrica ou térmica, sendo tipicamente aplicado em componentes para as indústrias automóvel e eléctrica.

O polipropileno (PP) é um polímero semicristalino com contracção dimensional da ordem de 1,2%; o módulo de flexão a 23°C é de 1,4 GPa e a tensão de cedência é de 33 MPa (ASTM D638).

Os produtos em PP moldados por injeção são aplicados maioritariamente em componentes de engenharia: indústria automóvel, eléctrica e de construção.

Na figura 4 mostra-se a variação com a temperatura do módulo à flexão do PP.

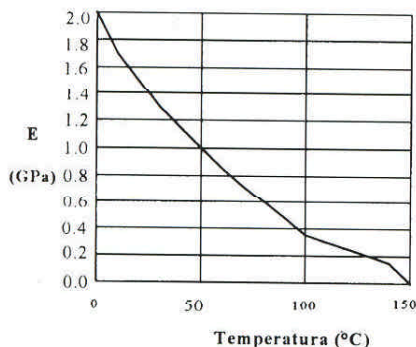


Fig. 4 - Variação do módulo à flexão com a temperatura, PP

shrinkage around 0.6%, flexure modulus 2,5 GPa at 23°C and yield strength 55 MPa (ASTM D638). It can be used in applications up to 100°C.

In figure 3 a typical variation of the flexure modulus of PPE with respect to temperature is shown.

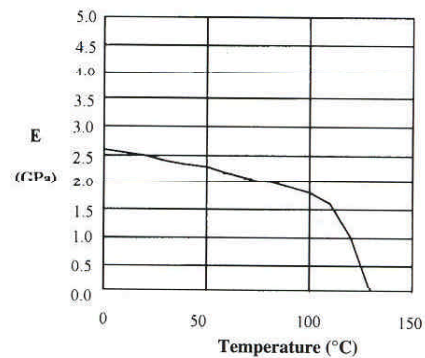


Fig. 3 - Typical variation of the PPE flexure modulus with temperature

This material is commonly used in electrical and thermal resistant applications, electrical and automotive industry components.

PP is a semi-crystalline material with shrinkage around 1,2%; flexure modulus 1,4 GPa at 23°C and yield strength 33 MPa (ASTM D638).

This material is used in components for automotive, electrical and construction industry.

The variation of flexure modulus with temperature for PP is shown in figure 4.

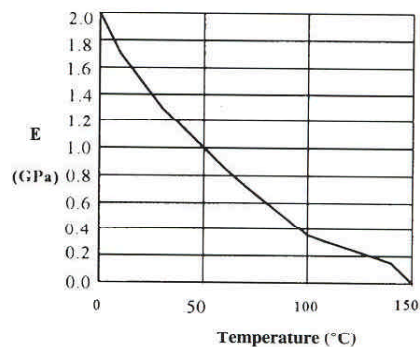


Fig. 4 - Typical variation of PP flexure modulus with temperature

2.3 Programa de moldação

Consideraram-se as seguintes variáveis de processamento:

- temperatura de injeção (T_{inj})
- segunda pressão (p_2)

Em cada condição de processamento (tabela 1) mediu-se a força de extracção em 7 moldações consecutivas. Entre cada conjunto de medições rejeitaram-se 15 moldações para permitir a estabilização do processo.

A força de extracção foi estatisticamente caracterizada pela média e pelo desvio padrão.

Tabela 1 - Condições de processamento

	PPE	PP
T_{inj} (°C)	270, 290, 310	230, 255,
T. molde (°C)	80	40
p_2 (MPa)	40, 60, 80	15, 25, 35
Tempo p_2 (s)	4	4
T. extrac. (°C)	85	45
Ra (μm)	0.9	0.12, 0.9
		4

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Moldações em PPE

a) efeito da temperatura de injeção

Com a segunda pressão a 60 MPa, pode verificar-se que a força de extracção varia monotonicamente com a temperatura de injeção (figura 5). Este resultado é consistente com a expectativa de um aumento da contracção com a temperatura de injeção e com a maior contracção na zona média da moldação (junto ao jito). O aumento da contracção provoca um aumento da pressão de contacto, p_c .

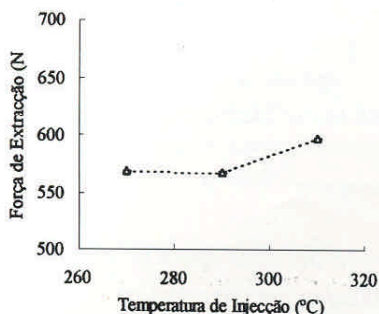


Fig. 5 - Forças de extracção para o PPE ($p_2=60MPa$ e $Ra=0.9 \mu m$)

2.3 Moulding programme

The following processing variables were considered:

- Injection temperature (T_{inj})
- Hold-on pressure (P_2)

The ejection force was measured in 7 consecutive mouldings for each processing condition (Table 1). In order to allow for the stabilisation of the process, 15 mouldings were rejected between each set up.

The ejection force was statically characterised by average and standard deviation.

Table 1- Processing conditions

	PPE	PP
T_{inj} (°C)	270, 290, 310	230, 255,
T. mould (°C)	80	40
p_2 (MPa)	40, 60, 80	15, 25, 35
Time p_2 (s)	4	4
T. eject. (°C)	85	45
Ra (μm)	0.9	0.12, 0.9
		4

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1 PPE mouldings

a) Injection temperature

At a hold-on pressure of 60 MPa the ejection force changes monotonically with the injection temperature (figure 5). This result is consistent with the expectation from increased shrinkage with injection temperature and higher shrinkage in the middle zone of moulding (near the sprue). The increasing shrinkage increases the contact pressure, p_c .

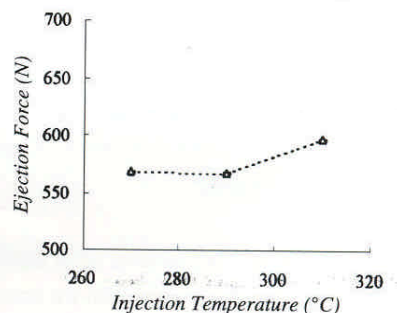


Fig. 5 - Ejection force for PPE ($p_2=60MPa$ and $Ra=0.9 \mu m$)

b) efeito da segunda pressão

Para a temperatura de injeção de 290°C, a força de extracção varia inversamente com a segunda pressão (figura 6). Este comportamento deve-se à menor pressão de contacto devida à diminuição da contracção diametral com a segunda pressão, verificada experimentalmente [Pontes, 1997].

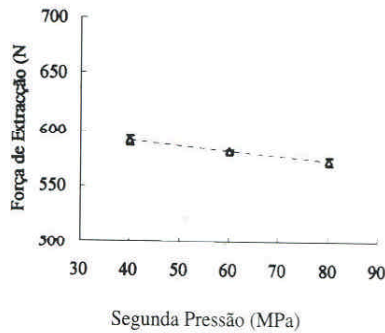


Fig. 6 - Forças de Extracção para o PPE
($T_{inj}=290^{\circ}\text{C}$ e $Ra=0.9\ \mu\text{m}$)

3.2 Moldações em PP

a) efeito da rugosidade

O efeito da rugosidade na força de extracção é apresentado nas figuras 7 e 8 em termos da temperatura de injeção e da segunda pressão. A variação da força de extracção não segue o padrão de resultados obtidos por outros autores [Menges e Bangert, 1981], que sugerem que o coeficiente de atrito aumenta com a rugosidade. Os resultados sugerem que nas condições de moldação usadas, se verificará um mínimo da curva da variação da força de extracção. Pode ser uma explicação deste fenómeno a conjugação do efeito simultâneo da diminuição da adesão do polímero à bucha e do aumento da resistência mecânica associada ao aumento de rugosidade, Ra.

b) efeito da temperatura

Ao contrário do PPE, verifica-se uma diminuição da força de extracção com o aumento da temperatura de injeção (figura 7). Este comportamento pare-

b) Hold-on pressure

The ejection force changes inversely with respect to the hold-on pressure for an injection temperature of 290°C (figure 6). The reduced contact pressure is responsible for this behaviour and is a result of the decreasing diametrical shrinkage associated to the hold-on pressure [Pontes, 1997].

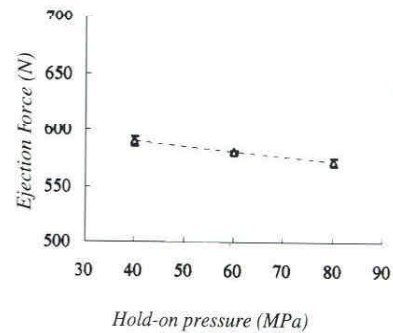


Fig. 6 - Ejection Force for PPE
($T_{inj}=290^{\circ}\text{C}$ e $Ra=0.9\ \mu\text{m}$)

3.2 PP mouldings

a) Roughness

The effect of the roughness in the ejection force is shown in figures 7 and 8, in terms of the injection temperature and the hold-on pressure. The results obtained for the ejection force do not have the same variations as observed by other authors [Menges e Bangert, 1981], who suggested that the coefficient of static friction increases with the roughness. For the processing conditions used, the results suggest that roughness has a minimum effect on the ejection force. An explanation can be the combination of the simultaneous effect of the decreased adhesion between core and moulding and the increasing frictional resistance associated to the increasing roughness, Ra.

b) Temperature

Contrary to the case of PPE, the ejection force decreases as injection temperature increases (figure 7). This behaviour could be the result of the tempe-

ce resultar de um desvio da temperatura das camadas do material junto à bucha no momento da extracção em relação à temperatura estimada de extracção. Este efeito associa-se a um aumento da capacidade de deformação do material, implicando uma diminuição da força de extracção, como se pode inferir da observação da diminuição do módulo à flexão do PP com a temperatura (figura 4).

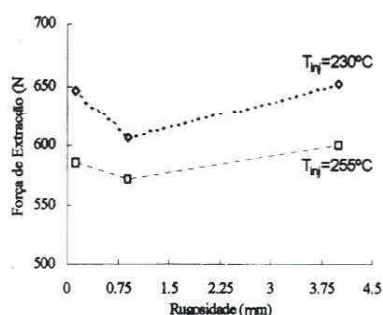


Fig. 7 - Variação da força de extracção com a rugosidade (PP, $p_2=25\text{MPa}$)

c) efeito da segunda pressão

Para a temperatura de injeção de 255°C , a força de extracção diminui com o aumento da segunda pressão (figura 8). Este comportamento também foi verificado para o caso do PPE e parece resultar da menor pressão de contacto associada à diminuição da contracção diametral, implicando uma menor resistência de atrito.

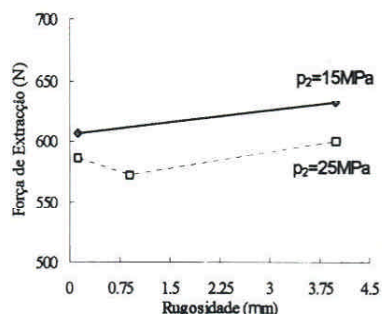


Fig. 8 - Variação da força de extracção com a rugosidade (PP, $T_{inj}=255^\circ\text{C}$)

3.3 Previsão da força de extracção

A força de extracção depende directamente do

temperature of material near the core surface, at moment of ejection being substantially different from the estimated temperature at ejection. This effect is associated to an increasing ability of the material to deform, which implies a reduction of the ejection force. This may be inferred from the observation of the reduction of the flexure modulus of PP with temperature increase in figure 4.

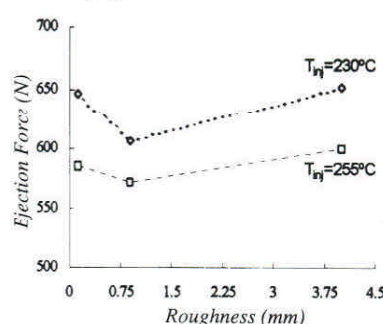


Fig. 7 - Variation of ejection force with roughness (PP, $p_2 = 25\text{ MPa}$)

c) Hold-on pressure

At a moulding temperature of 255°C the ejection force reduces when the hold-on pressure increases (figure 8). This behaviour was also observed in the case of PPE, and it appears to result from the smaller contact pressure associated to the diminishing diametrical shrinkage, that implies a smaller friction resistance.

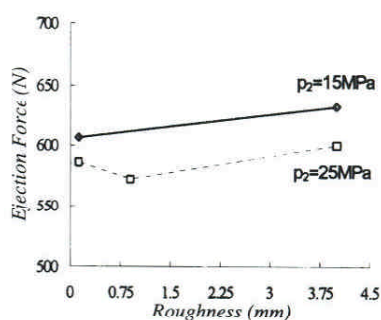


Fig. 8 - Variation of ejection force with roughness (PP, $T_{inj}=255^\circ\text{C}$)

3.3 Prediction of the ejection force

The ejection force is directly proportional to the

coeficiente de atrito das superfícies. Este coeficiente depende principalmente da temperatura e da rugosidade das superfícies em contacto. Para contornar a impossibilidade de separar, por agora, o efeito destes parâmetros introduziu-se o conceito de coeficiente de atrito equivalente (μ_{eq}), que traduz o resultado da influência dos factores referidos.

O coeficiente de atrito equivalente será, assim,
 $\mu_{eq} = \mu \cdot f(T, Ra)$

No contexto deste trabalho tal coeficiente poderá ser inferido da força de extracção efectivamente medida:

$$\mu_{eq}(T, Ra) = \frac{F_c}{p_c \cdot A_c} \quad (2)$$

Para se exprimir o coeficiente de atrito equivalente em função das condições de processamento parte-se da definição da contracção diametral da peça à temperatura de extracção:

$$\varepsilon(T_e) = \frac{D(T_e)_{bucha} - D(T_e)_{peça}}{D(T_e)_{bucha}} \quad (3)$$

em que

$D(T_e)_{bucha}$ - diâmetro da bucha à temperatura de extracção (mm).

$D(T_e)_{peça}$ - diâmetro da peça à temperatura de extracção (mm)

Esta contracção permite estimar a pressão de contacto através da relação:

$$p_c = \frac{2 \cdot s \cdot E(T_e) \cdot \varepsilon(T_e)}{D(T_e)_{bucha}} \quad (4)$$

em que

s - espessura da peça (mm)

$E(T_e)$ - módulo de elasticidade do material à temperatura de extracção (Pa)

A determinação experimental da contracção no momento da extracção não é praticável devido à rápida variação de temperatura até à temperatura ambiente. Como a contracção é normalmente determinada à temperatura ambiente, considera-se que a contracção, à temperatura de extracção, se relaciona com a contracção à temperatura ambiente e o valor da contracção térmica entre a temperatura de extracção e a temperatura ambiente.

$$\varepsilon(T_e) = \varepsilon(T_{amb}) - \alpha \cdot (T_e - T_{amb}) \quad (5)$$

onde

coefficient of friction between the plastics and the core surface. This coefficient is a function of the temperature and the roughness of the contact surface. In order to overcome, by now, the impossibility of separating the influence of these parameters the concept of "equivalent" coefficient of friction, μ_{eq} , is introduced.

The "equivalent" coefficient of friction is then defined as,

$$\mu_{eq} = \mu \cdot f(T, Ra)$$

In the context of this work this coefficient can be derived from the actually measured ejection force:

$$\mu_{eq}(T, Ra) = \frac{F_e}{p_c \cdot A_c} \quad (2)$$

In order to represent the "equivalent" coefficient of friction as a function of processing conditions, we consider the diametrical shrinkage at ejection temperature:

$$\varepsilon(T_e) = \frac{D(T_e)_{core} - D(T_e)_{part}}{D(T_e)_{core}} \quad (3)$$

where

$D(T_e)_{core}$ - core diameter at ejection temperature (mm).

$D(T_e)_{part}$ - part diameter at ejection temperature (mm)

This shrinkage enables the prediction of the contact pressure upon using the following expression:

$$p_c = \frac{2 \cdot s \cdot E(T_e) \cdot \varepsilon(T_e)}{D(T_e)_{core}} \quad (4)$$

where

s - part thickness (mm)

$E(T_e)$ - flexure modulus at the ejection temperature (Pa)

The experimental assessment of the shrinkage at ejection temperature is no easy because of the fast temperature change down to room temperature. As shrinkage is usually determined at room temperature, we may consider that the shrinkage at ejection temperature is related to that at room temperature and to the thermal shrinkage between ejection and room temperatures:

$$\varepsilon(T_e) = \varepsilon(T_{room}) - \alpha \cdot (T_e - T_{room}) \quad (5)$$

where

T_e - temperatura de extracção ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{amb} - temperatura ambiente ($^{\circ}\text{C}$)
 $\epsilon(T_{\text{amb}})$ - contracção medida à temperatura ambiente (23°C)
 α - coeficiente de dilatação térmica do material da peça ($\text{m}/\text{m}/^{\circ}\text{C}$)

Entrando com as expressões (4) e (5) na equação (2) e com a área de contacto peça-bucha, A_c , dada por:

$$A_c = \pi \cdot D(T_e)_{\text{buch}} \cdot L$$

em que

L - é o comprimento da peça, obtém-se:

$$\mu_{\text{eq}} = \frac{F_{\text{ext}}}{2 \cdot \pi \cdot s \cdot E(T_e) \cdot L \cdot (\epsilon(T_{\text{amb}}) - \alpha \cdot (T_e - T_{\text{amb}}))} \quad (6)$$

Os resultados obtidos com as peças em PPE permitem uma primeira comparação dos valores de μ_{eq} com os valores citados na literatura para o coeficiente de atrito [G.E.P., 1987]

Tabela 2 - Valores calculados do μ_{eq} para o PPE ($R_a=0.9 \mu\text{m}$)

T_{inj} ($^{\circ}\text{C}$)	μ_{eq}	μ [G.E.P., 1987]
270	0.18	0.2 - 0.4
290	0.18	
310	0.19	

4. CONCLUSÕES

A força de extracção de peças fundas moldadas por injeção depende das condições de processamento utilizadas (rugosidade, temperaturas e pressões utilizadas). Esta dependência é mais pronunciada no caso de materiais semicristalinos em que, não obstante, não se observa uma variação monotónica com a rugosidade.

Parece que, no caso de materiais semicristalinos, a adesão entre o polímero e a superfície moldante a baixas rugosidades é um factor importante.

No caso de materiais amorfos, constata-se que o coeficiente de atrito nas condições do processo se aproxima do valor mínimo indicado na literatura e determinado por ensaios convencionais.

T_e - ejection temperature ($^{\circ}\text{C}$)
 T_{room} - room temperature ($^{\circ}\text{C}$)
 $\epsilon(T_{\text{room}})$ - Shrinkage measure at room temperature (23°C)
 α - Plastic coefficient of thermal expansion ($\text{m}/\text{m}/^{\circ}\text{C}$)

Using the expressions (4) and (5) in equation (2) and considering that the contact area plastics-core, A_c , is given by:

$$A_c = \pi \cdot D(T_e)_{\text{core}} \cdot L$$

where L is the part length,

it is obtained:

$$\mu_{\text{eq}} = \frac{F_{\text{eject}}}{2 \cdot \pi \cdot s \cdot E(T_e) \cdot L \cdot (\epsilon(T_{\text{room}}) - \alpha \cdot (T_e - T_{\text{room}}))} \quad (6)$$

From the experimental results with PPE a first comparison of the μ_{eq} values with values of coefficient of friction quoted in literature [G.E.P., 1987] can be made, as shown in Table 2.

Table 2 - Calculated values of μ_{eq} for PPE ($R_a=0.9 \mu\text{m}$)

T_{inj} ($^{\circ}\text{C}$)	μ_{eq}	μ [G.E.P., 1987]
270	0.18	0.2 - 0.4
290	0.18	
310	0.19	

4. CONCLUSIONS

The ejection force in deep mouldings depends on the processing conditions used, namely the mould surface roughness, and the moulding temperature and pressure. This dependency is more evident in semi-crystalline materials, but a monotonical dependence on roughness is not observed.

For semi-crystalline materials moulded on small roughness core surfaces, the adhesion between the moulding material and the core, appears to be an important factor.

For amorphous materials the coefficient of friction at processing conditions is close to the minimum values indicated in literature and determined by standard testing.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à empresa Augusto Guimarães e Irmão, Vila Nova de Gaia, a cedência do material Noryl SE1 e ao CENTIMFE, Marinha Grande, o acesso ao laboratório de metrologia e apoio à maquinagem das buchas.

6. REFERÊNCIAS

- Anon., "Lexan, Noryl and Valox for functional and economical design", General Electric Plastics Europe, Bergen op Zoom, 1987.
- Burke, C. e Malloy, R., "An experimental study of the ejection forces encountered during injection molding", SPE Annual Technical Conference, 1991.
- Menges, G. e Bangert, H., "Measurement of coefficients of static friction as means of determining opening and demoulding forces in injection moulds", *Kunststoffe*, 71, 1981.
- Menges, G. e Mohren, P., "How to Make Injection Molds", Hanser, N.Y., 1986
- Pontes, A. J., "Aplicação de técnicas computarizadas no projecto de um molde instrumentado para avaliação de forças de extracção", Universidade do Minho, dissertação de PAPCC, 1997.
- Pontes, A. J., Pinho, A. M. e Pouzada, A. S. "Medição da força de extracção em moldes de injeção de termoplásticos", aceite para publicação no n.º 2 da revista *Mecânica Experimental*
- Pye, R. G. W., "Injection Mould Design", 4th ed, Longman, Harlow, 1989.

5. ACKNOWLEDGEMENTS

The authors are indebted to Augusto Guimarães e Irmão, Vila Nova de Gaia, for supplying the Noryl SE1, and to CENTIMFE, Marinha Grande, for making available their metrology facilities and assisting on the mould manufacture.

6. REFERENCES

- Anon., "Lexan, Noryl and Valox for functional and economical design", General Electric Plastics Europe, Bergen op Zoom, 1987.
- Burke, C. and Malloy, R., "An experimental study of the ejection forces encountered during injection molding". *SPE Annual Technical Conference*. 1991.
- Menges, G. and Bangert, H., "Measurement of coefficients of static friction as means of determining opening and demoulding forces in injection moulds", *Kunststoffe*, 71, 1981.
- Menges, G. and Mohren, P., "How to Make Injection Molds", Hanser, New York, 1986
- Pontes, A. J., "Aplicação de técnicas computarizadas no projecto de um molde instrumentado para avaliação de forças de extracção", *Universidade do Minho, PAPCC dissertation*, 1997.
- Pontes, A. J., Pinho, A. M. and Pouzada, A. S. "Medição da força de extracção em moldes de injeção de termoplásticos", *Mecânica Experimental (in print)*.
- Pye, R.G.W., "Injection Mould Design", 4th ed, Longman, Harlow, 1989.

* Departamento de Engenharia de Polímeros

** Departamento de Engenharia Mecânica
Universidade do Minho, 4810 Guimarães

* Departamento de Engenharia de Polímeros

** Departamento de Engenharia Mecânica
Universidade do Minho, 4810 Guimarães