



**TÉCNICO**  
LISBOA

## **Estudo computacional dos mecanismos de contração e atrito numa peça fabricada por sobreinjeção**

**Jorge Manuel Ferreira Mota Bernardino**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em  
**Engenharia Mecânica**

Orientadores: Prof. Bárbara Perry Pereira Alves Gouveia Almeida  
Prof. Inês da Fonseca Pestana Ascenso Pires

### **Júri**

Presidente: Prof. Rui Manuel dos Santos Oliveira Baptista  
Orientador: Prof. Bárbara Perry Pereira Alves Gouveia Almeida  
Vogal: Prof. Jorge Manuel da Conceição Rodrigues

**Junho 2019**



# RESUMO

---

Atualmente estão disponíveis *softwares* especializados que permitem simular a criação de peças por sobreinjeção, podendo os polímeros no fim do processo possuir propriedades anisotrópicas resultantes do reforço com fibras. De forma a analisar estruturalmente o comportamento deste tipo de peças é necessário conseguir passar a informação resultante do processo de sobreinjeção proveniente de *softwares* especializados de injeção, como o Moldflow, para *softwares* que permitam realizar a análise estrutural da peça, como o Abaqus, acautelando sempre as possíveis interações que existam entre os componentes da peça sobreinjetada. De forma a conseguir passar a informação respetiva à anisotropia do material polimérico, será utilizado um *software* de integração multiescala, como o Helius PFA.

Efetuada o estudo da metodologia de passagem de informação e obtenção dos ficheiros que permitem realizar as análises estruturais com todos os parâmetros em consideração, será verificado qual o efeito que os fenómenos de contração e atrito têm não só nas deformações resultantes da sobreinjeção como na resposta da peça a solicitações externas.

**Palavras chave:** Contração, Atrito, Força de tração, Momento fletor, Sobreinjeção

# ABSTRACT

---

Nowadays specialized computational software allows the simulation of the creation of complex parts by injection overmolding, where in the end of the process the polymer may have anisotropic properties that result from fiber reinforcements. In order to analyze the behavior of this type of parts, it is necessary to have the ability to pass information about the overmolding process from specialized injection software, such as Moldflow, to software that allows the structural analysis of the part, such as Abaqus, considering the interactions that exist between the components of the overmolded part. In order to pass the information regarding the anisotropy of the polymer material, a multiscale integration software, such as Helius PFA, will be used.

Having done the study of the methodology regarding passing the required information and obtaining the files that allow the structural analysis to be carried out with all the parameters under consideration, it will be verified the effect that the contraction and friction phenomena have not only on the deformations resulting from the overmolding process as well as in the response of the part to external requests.

**Keywords:** Contraction, friction, tensile force, bending moment, injection overmolding

# AGRADECIMENTOS

---

Gostaria de agradecer a todos os que me ajudaram e possibilitaram a realização desta dissertação no âmbito do projeto TOOLING4G, sem exceção.

Em primeiro lugar agradecer às minhas orientadoras, a professora Inês Pires e a professora Bárbara Gouveia, e ao professor Jorge Rodrigues pelo apoio, disponibilidade e conhecimento.

Em segundo lugar agradecer ao professor Rui Batista, às pessoas da Aníbal H. Abrantes S. A. pelos esclarecimentos relativos à peça em estudo.

Ainda um agradecimento ao meu colega e amigo José Inácio que me acompanhou ao longo da realização deste trabalho, por tudo o que partilhámos e ajuda prestada.

Finalmente agradecer a todos os meus amigos e família pelo apoio constante e por sempre me terem ajudado a cumprir os meus objetivos.

# Índice

Resumo .....	iii
Abstract .....	iv
Agradecimentos .....	v
Índice de Figuras .....	ix
Índice de Tabelas .....	xii
Lista de Acrónimos .....	xiii
Lista de Símbolos .....	xiv
<b>1 Enquadramento .....</b>	<b>1</b>
1.1 Formulação do problema .....	1
1.2 Objetivo .....	2
1.3 Metodologia .....	2
1.4 Estrutura .....	3
<b>2 Processo de sobreinjeção com inserto metálico .....</b>	<b>4</b>
2.1 Fabrico multiprocesso .....	4
4	
2.2 Moldação por injeção .....	4
2.3 Moldação por injeção multimaterial .....	5
2.3.1 Compatibilidade química e mecânica entre inserto e material injetado .....	5
2.4 Processo .....	6
2.5 Fenómenos de deformação .....	9
2.6 Tensões residuais e empeno .....	12
2.6.1 Tensões induzidas pelo escoamento .....	12
2.6.2 Tensões induzidas termicamente .....	12
2.6.3 Tensões induzidas pelo processo <i>versus</i> tensões na cavidade .....	14
<b>3 Moldflow - Simulação do processo de sobreinjeção .....</b>	<b>16</b>
3.1 Simulação .....	16
3.2 Material .....	18
3.3 Malha .....	18
3.3.1 Geração da malha da peça e do sistema de alimentação .....	20
3.4 Condições de processamento .....	21

3.5	Resultados da análise de sobreinjeção .....	21
3.5.1	Orientação das fibras .....	22
3.5.2	Tensões e extensões residuais .....	23
3.6	Deformações provenientes da injeção no <i>software</i> estrutural.....	23
<b>4</b>	<b>Advanced Material Exchange - Helius PFA .....</b>	<b>26</b>
4.1	Modelo multiescala.....	26
4.2	Homogeneização do material .....	27
4.3	Processo de decomposição.....	28
4.3.1	Critério de Mori-Tanaka .....	28
4.4	Modelo de plasticidade.....	30
4.5	Critério de fratura .....	32
4.6	Caracterização do material.....	33
4.7	Metodologia de trabalho do AME.....	34
<b>5</b>	<b>Metodologia utilizada no Abaqus para chegar aos resultados finais da análise estrutural.....</b>	<b>38</b>
5.1	Preparação do ficheiro de <i>input</i> no Abaqus .....	39
5.1.1	Malha .....	39
5.1.2	Definição de secções e materiais.....	41
5.1.3	Definição das etapas da análise.....	42
5.1.4	Carregamentos e condições de fronteira.....	44
5.1.5	Definição das interações de contacto entre superfícies.....	47
5.1.6	Propriedades das interações de contacto .....	48
5.1.7	Criação do ficheiro <i>input</i> .....	50
5.2	Preparação dos ficheiros finais provenientes do Helius.....	51
<b>6</b>	<b>Resultados e discussão.....</b>	<b>55</b>
6.1	<i>Step-0</i> : Influência dos fenómenos de atrito.....	55
6.1.1	Energia ao longo do <i>Step-0</i> .....	55
6.2	<i>Step-forças</i> : Força aplicada de tração (caso Tr) e normal (caso Nor) na chapa ...	60
6.2.1	Força aplicada de tração (Caso Tr).....	61
6.2.2	Força aplicada normal (Caso Nor) .....	65
<b>7</b>	<b>Conclusões.....</b>	<b>72</b>
7.1	Sugestões para trabalho futuro .....	73

<b>Referências.....</b>	<b>74</b>
<b>Anexos .....</b>	<b>78</b>



# ÍNDICE DE FIGURAS

<b>Figura 2.1</b> - Etapas do fabrico da peça estudada .....	4
<b>Figura 2.2</b> - Máquina de injeção [2] .....	6
<b>Figura 2.3</b> - (a) Ciclo de injeção convencional [2]; (b) Ciclo de sobreinjeção com inserto plástico [37] .....	8
<b>Figura 2.4</b> - Representação do escoamento de fonte [10] .....	10
<b>Figura 2.5</b> - Perfil de temperatura, tensão e taxa de corte num plano de escoamento [10] .....	11
<b>Figura 2.6</b> - Fenómenos que resultam nas tensões residuais induzidas pelo escoamento [8] .....	12
<b>Figura 2.7</b> - Tensões residuais induzidas termicamente [8] .....	13
<b>Figura 2.8</b> - Tensões residuais assimétricas [8] .....	13
<b>Figura 2.9</b> – (a) Perfil de temperatura; (b) Perfil de pressão; (c) Gráfico PvT [8] .....	14
<b>Figura 2.10</b> - Evolução das tensões residuais na peça [8] .....	14
<b>Figura 3.1</b> - Representação da peça a estudar nesta dissertação .....	17
<b>Figura 3.2</b> - (a) Entrada em leque; (b) Sistema de alimentação a quente completo .....	17
<b>Figura 3.3</b> - (a) Malha midplane; (b) Malha dual-domain; (c) Malha 3D [38] .....	19
<b>Figura 3.4</b> – Elementos com razão de aspeto: (a) baixo; (b) alto [11] .....	20
<b>Figura 3.5</b> – Malha utilizada no caso: (a) hot runner sim; (b) fan gate sim .....	20
<b>Figura 3.6</b> – Condições processuais utilizadas no Moldflow .....	21
<b>Figura 3.7</b> - Tensor de orientação das fibras: (a) unidimensional; (b) bidimensional; (c) tridimensional .....	23
<b>Figura 3.8</b> – Deformações obtidas mediante as várias direções para: (a) Moldflow; (b) Step-0 no Abaqus com $\mu = 0.4$ .....	25
<b>Figura 4.1</b> - Diagrama representante do processo de homogeneização no Helius PFA [15] .....	27
<b>Figura 4.2</b> - Diagrama representante do processo de decomposição no Helius PFA [16] .....	28
<b>Figura 4.3</b> - Método da inclusão equivalente de Eshelby [17] .....	29
<b>Figura 4.4</b> – Distribuição da orientação das fibras e respetivos tensores mediante a relação entre $\alpha$ e $\beta$ [20] .....	32
<b>Figura 4.5</b> – Variação do tensor de orientação das fibras ao longo da espessura do material [22] ....	34
<b>Figura 4.6</b> - Orientação das peças: (a) após importação; (b) após alinhamento .....	35
<b>Figura 4.7</b> – Exemplo de curvas do material para os vários ângulos: (a) à compressão; (b) à tração [24] .....	36
<b>Figura 4.8</b> - Gráfico que avalia a qualidade do mapeamento das malhas estrutural e de injeção [40] .....	36
<b>Figura 4.9</b> - Mapeamento das fibras na malha: (a) estrutural; (b) de injeção [41] .....	37
<b>Figura 5.1</b> - Diagrama representativo das sucessivas etapas efetuadas desde o ficheiro CAD inicial até à obtenção dos resultados pretendidos .....	38
<b>Figura 5.2</b> - Elementos tetraédricos lineares: (a) 4 nós - C3D4; (b) 10 nós - C3D10 .....	39
<b>Figura 5.3</b> - Gráfico Tensão-Extensão para um prisma retangular, com furo no centro, sujeito a tração com a respetiva variação mediante o tamanho global dos elementos da malha [25] .....	40
<b>Figura 5.4</b> – Malha estrutural criada no Abaqus .....	41
<b>Figura 5.5</b> – Atribuição de equivalência de materiais realizada pelo Helius PFA .....	41

<b>Figura 5.6</b> – Curva Tensão – Extensão efetiva do material do inserto .....	42
<b>Figura 5.7</b> – Condições de fronteira estabelecidas .....	44
<b>Figura 5.8</b> – Caso Tr: (a) Vetores de força implementados; (b) conjunto de pontos onde foi estabelecida a força .....	45
<b>Figura 5.9</b> - Caso Nor: (a) Vetores de força implementados; (b) conjunto de pontos onde foi estabelecida a força .....	45
<b>Figura 5.10</b> - Visualização das secções relativas ao inserto apresentadas na Tabela 5.2 .....	46
<b>Figura 5.11</b> –Visualização das secções relativas à componente polimérica (“artigo”) apresentadas na Tabela 5.2.....	47
<b>Figura 5.12</b> – Tipos de contacto disponíveis no Abaqus para o Step inicial .....	47
<b>Figura 5.13</b> - Correção da posição dos nós na interface de contacto [30].....	48
<b>Figura 5.14</b> - (a) Critério de separação verificado no hard contact [31]; (b) Definições de comportamento normal escolhidas .....	49
<b>Figura 5.15</b> – Gráfico Tensão de corte equivalente – Pressão de contacto, com $\tau_{max}$ : (a) não definido; (b) definido [32].....	50
<b>Figura 5.16</b> - Curvas Tensão - Extensão do material PP GF40 apresentadas no Helius PFA.....	51
<b>Figura 5.17</b> – Gráfico que avalia a qualidade do mapeamento das malhas estrutural e de injeção para o caso de estudo .....	52
<b>Figura 5.18</b> – Fan gate sim: Mapeamento da orientação das fibras vindas da malha de injeção (a) para a malha estrutural (b) .....	53
<b>Figura 5.19</b> – Fan gate sim: Mapeamento das extensões residuais vindas da malha de injeção (a) para a malha estrutural (b) .....	53
<b>Figura 5.20</b> – Hot runner sim: Mapeamento da orientação das fibras vindas da malha de injeção (a) para a malha estrutural (b) .....	53
<b>Figura 5.21</b> – Hot runner sim: Mapeamento das extensões residuais vindas da malha de injeção (a) para a malha estrutural (b) .....	54
<b>Figura 6.1</b> – Variação das parcelas de energia ao longo do Step-0 ( $\mu = 0.6$ ) .....	55
<b>Figura 6.2</b> – Evolução das parcelas de energia com a variação do coeficiente de atrito (Step-0) .....	56
<b>Figura 6.3</b> – Estado de contacto entre superfícies nos lados superior e inferior do inserto, para: (a) $\mu = 0,03$ ; (b) $\mu = 0.2$ ; (c) $\mu = 0.4$ ; (d) $\mu = 0.6$ .....	57
<b>Figura 6.4</b> – Variação da parcela de trabalho relacionada com o atrito em função do deslocamento relativo nos instantes iniciais do Step-forças (caso Tr).....	57
<b>Figura 6.5</b> – Tensões von Mises numa secção cortada no plano xy a meia espessura da peça (Step-0).....	59
<b>Figura 6.6</b> – Forças aplicadas para o Caso Tr e para o Caso Nor .....	60
<b>Figura 6.7</b> - Propagação dos elementos que atingiram o regime de fratura (caso Tr): a) início da fratura $t=0,716$ ; b) propagação em $t=1,216$ s.....	61
<b>Figura 6.8</b> – Grau de orientação das fibras na zona onde ocorre fratura sendo a seta representativa da orientação do fluxo que atinge a parede no furo no início .....	62

<b>Figura 6.9</b> – Valor de SDV21 na zona de fratura para os instantes: a) início de fratura $t = 0.716s$ ; b) propagação em $t = 1.216s$ .....	62
<b>Figura 6.10</b> - Gráfico Força - Deslocamento mediante vários coeficientes de atrito no nó 174 (caso Tr) .....	63
<b>Figura 6.11</b> - Estado do contacto quando começa a fratura do compósito (Caso Tr): a) $\mu = 0$ ; b) $\mu = 0.6$ .....	64
<b>Figura 6.12</b> - Tensões von Mises numa secção cortada no plano xy a meia espessura da peça no instante de fratura (Caso Tr): a) $\mu = 0$ ; b) $\mu = 0.6$ .....	64
<b>Figura 6.13</b> - Tensões von Mises numa secção cortada no plano xy a meia espessura da peça no instante $t = 1.25s$ para $\mu = 0$ (Caso Tr) .....	65
<b>Figura 6.14</b> - Propagação dos elementos que atingiram o regime de fratura (Caso Nor): a) início da fratura $t=0.974s$ ; b) propagação em $t=1.690s$ .....	66
<b>Figura 6.15</b> – Gráfico Força – Deslocamento relativo entre o nó 174 e 75 mediante variação do coeficiente de atrito (Caso Nor).....	67
<b>Figura 6.16</b> - Deslocamentos verificados na secção Saída-Chapa para o Caso Nor com: (a) $\mu = 0$ ; (b) $\mu = 0.6$ .....	68
<b>Figura 6.17</b> - Gráfico Trabalho e Ângulo - Deslocamento verificado num dos nós onde a força foi aplicada (Caso Nor).....	69
<b>Figura 6.18</b> - Estado do contacto quando começa a fratura do compósito (Caso Nor): a) $\mu = 0$ ; b) $\mu = 0,6$ .....	70
<b>Figura 6.19</b> - Tensões von Mises numa secção cortada no plano xy a meia espessura da peça no instante de fratura (Caso Nor) para: (a) $\mu = 0$ ; (b) $\mu = 0.6$ .....	70

# ÍNDICE DE TABELAS

---

<b>Tabela 3.1</b> - Propriedades do inserto metálico .....	18
<b>Tabela 3.2</b> - Equivalência de direções entre Moldflow e Abaqus .....	25
<b>Tabela 5.1</b> - Propriedades dos aços considerados para o inserto [26] .....	42
<b>Tabela 5.2</b> - Identificação e numeração dos nós que constituem as várias secções da peça.....	46
<b>Tabela 6.1</b> - Deformação da peça nas várias direções mediante vários coeficientes de atrito (Step-0) .....	58
<b>Tabela 6.2</b> - Percentagem relativa à energia total por parte de ALLSD para diversos coeficientes de atrito (Step-0).....	58

## LISTA DE ACRÓNIMOS

---

<b>PFA</b>	<i>Progressive Failure Analysis</i>
<b>AME</b>	<i>Advanced Material Exchange</i>
<b>Nor</b>	Normal
<b>Tr</b>	Tração
<b>V/P</b>	Velocidade/Pressão
<b>PvT</b>	Pressão–Volume-Temperatura
<b>CAD</b>	<i>Computer-Aided Design</i>
<b>PP</b>	Polipropileno
<b>GF</b>	<i>Glass Fiber</i>
<b>FPW</b>	<i>Fill+Pack+Warp</i>
<b>EMT</b>	Eshelby-Mori-Tanaka
<b>C3D4</b>	<i>Continuum 3D 4 node</i>
<b>C3D10</b>	<i>Continuum 3D 10 node</i>
<b>ETOTAL</b>	Energia total
<b>ALLSD</b>	Energia dissipada pelo método de estabilização automática
<b>ALLIE</b>	Energia de deformação
<b>ALLCCE</b>	Energia de contacto elástica provocado pelo contacto
<b>ALLFD</b>	Energia dissipada por efeitos de atrito
<b>CLT</b>	<i>Classic Lamination Theory</i>
<b>CSTATUS</b>	<i>Contact status</i>
<b>CPRESS</b>	<i>Contact pressure</i>
<b>COORD</b>	Coordenadas
<b>SDV</b>	<i>Solution dependable state variables</i>

# LISTA DE SÍMBOLOS

---

$A_{ij}$	Tensor de orientação das fibras
$a_{ij}$	Intensidade da orientação das fibras
$\det[]$	Determinante da matriz
$I$	Matriz identidade
$\lambda$	Valor próprio
$F_v$	Forças viscosas
$C$	Coeficiente de amortecimento
$M$	Matriz de massa artificial calculada com densidade unitária
$P$	Carga total aplicada
$Int$	Forças internas
$\varepsilon_0$	Extensão homogénea
$\varepsilon^*$	Extensão residual
$\varepsilon^{pt}$	Extensão das perturbações
$\bar{\varepsilon}$	Extensão na matriz
$S$	Tensor de Eshelby
$\sigma_f$	Tensão na inclusão
$C_f$	Tensor de rigidez das fibras
$C_m$	Tensor de rigidez da matriz
$f$	Fração volumétrica de fibra
$C$	Matriz de rigidez do compósito homogeneizado
$A^*$	Tensor de concentração de extensões do meio compósito equivalente
$C_{eq}$	Rigidez do meio compósito envolvente
$S_{eq}$	Tensor de Eshelby do meio compósito envolvente
$\sigma_Y^h$	Tensão de cedência efetiva da matriz
$\sigma_0$ e $n$	Parâmetros típicos do material utilizados pelo modelo Ramberg-Osgood em regime isotrópico
$\varepsilon_{p,ef}$	Extensão plástica efetiva da matriz
$\sigma_{ef}$	Tensão efetiva na matriz
$E_{tan}$	Módulo tangencial instantâneo da matriz
$H$	Modulo plástico
$\alpha, \beta$	Coeficientes de ponderação
$\alpha^+, \beta^+, \sigma_0^+$ e $n^+$	Coeficientes em regime de tração
$\alpha^-, \beta^-, \sigma_0^-$ e $n^-$	Coeficientes em regime de compressão
$\lambda_I$	Maior valor próprio do tensor de orientação das fibras
$\alpha_m, \beta_m, \lambda_{m,I}$	Valores otimizados das variáveis
$I_j^m$	Invariantes isotrópicos do estado de tensão médio da matriz
$FI$	Índice de falha

$S_{ef}$	Tensão efetiva
$n_{enc}$	Expoente de encruamento
$K_{hl}$	Constante do modelo de Holloman-Ludwig
$\sigma_{efi}$	Tensão efetiva do metal
$\varepsilon_{efi}$	Extensão efetiva do metal
$\tau_{eq}$	Tensão de corte
$\tau_{crit}$	Tensão de corte crítica
$\tau_{max}$	Tensão de corte máxima
$p$	Pressão de contacto
$\mu$	Coefficiente de atrito
$\dot{\gamma}_i$	Taxa de escorregamento na direção i
$\dot{\gamma}_{eq}$	Magnitude da velocidade de escorregamento
$U_{rel}$	Deslocamento relativo
$W_{rel}$	Trabalho relativo
$F_{tr}$	Força de tração aplicada na chapa
$F_{nor}$	Força normal aplicada na chapa

# 1 ENQUADRAMENTO

---

A produção de componentes de plástico constitui um ramo industrial que teve o seu aparecimento no início do século XX, quando se procurava por materiais leves e rígidos não existentes até à data. No entanto, encontrava-se ainda numa fase muito rudimentar, estando os processos pouco otimizados e compreendidos. Esta indústria cresceu substancialmente durante a segunda guerra mundial, devido à necessidade de produção em massa deste tipo de produtos, tendo-se estabelecido a partir dos anos 70 como consequência da evolução das máquinas e processos utilizados [1].

A sobreinjeção constitui um segmento da denominada moldação multimaterial, que engloba a moldação por injeção onde estão envolvidos mais do que uma peça/tipo de material. Este método foi ganhando importância com a evolução do processo base e necessidade de produção de peças híbridas (plástico/plástico, plástico/metalo, etc) que não seriam possíveis produzir de outra forma.

Outra área de constante evolução trata-se da adoção de ferramentas multiprocesso, que permitem a integração na mesma máquina de vários processos de fabrico, possibilitando a criação total de uma peça no mesmo local, podendo integrar processos dispares como o fabrico dum componente metálico e a sobreinjeção de plástico sobre o dito componente.

Com a criação e desenvolvimento de *softwares* de simulação, quer de injeção quer de análise estrutural das peças que se pretende fabricar, torna-se nos dias de hoje cada vez mais fácil projetar e otimizar as características das peças e parâmetros de fabrico, reduzindo os custos de produção e flexibilizando o trabalho dos engenheiros na fase de projecto dos componentes. Esta evolução culminou na possibilidade de simulação de materiais poliméricos reforçados com fibras, e integração quase total dos *softwares* que trabalham as várias fases do projecto, assim como simulação da moldação multimaterial.

## 1.1 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

Cada vez mais é necessário assegurar a qualidade imediata do produto e garantir a eficiência e rentabilização do processo de fabrico utilizado, perante a competitividade industrial existente e exigência por parte do cliente. Mediante isto, foram desenvolvidos *softwares* de simulação que permitem simular quer o processo de sobreinjeção, como por exemplo o Moldflow [11] ou o Moldex 3D [34]; quer a análise estrutural, como o Abaqus [12] ou Ansys [35]; quer a integração destes dois tipos de *software*, como o Helius PFA [14] ou Digimat [36].

A utilização de materiais reforçados com fibras permite obter melhores propriedades relativamente ao peso da peça face a polímeros não reforçados, mas atribui outro nível de complexidade ao problema. A peça passa a possuir um comportamento anisotrópico, o que implica que as propriedades mudam mediante a orientação das fibras, ou seja, carregamentos com direções diferentes mediante a orientação das fibras provocam resultados diferentes nas peças. Além disso, é



necessário considerar a influência dos restantes componentes presentes na análise da sobreinjeção e a forma como interagem, o que aumenta ainda mais a complexidade do problema.

Face a esta situação os programas de simulação já permitem ter estes fatores em conta. Resultante das análises de injeção é possível obter dados muito importantes para a posterior análise estrutural, quer relativamente às fibras, quer relativamente às tensões residuais e deformações resultantes. As técnicas de integração destes dados na análise estrutural dependem de programa para programa, transmitindo as informações numéricas relativas à malha proveniente na injeção para a malha estrutural. É necessário ter sempre em conta os fundamentos teóricos e aproximações utilizadas por estes programas de forma a entender o rigor e validade dos resultados.

## 1.2 OBJETIVO

O principal objetivo desta dissertação passa pelo estudo do comportamento de uma peça produzida através de moldação por sobreinjeção, estudada no âmbito do projeto TOOLING4G promovido pela empresa Anibal H. Abrantes - Indústrias de Moldes e Plásticos, S.A., verificando a influência dos mecanismos de contração provenientes da sobreinjeção de um polipropileno reforçado com fibra de vidro num inserto metálico e dos mecanismos de atrito entre superfícies, analisando os fundamentos teóricos e métodos utilizados nas várias fases do projecto, recorrendo aos *softwares* Moldflow (sobreinjeção) Abaqus (análise estrutural) e Helius PFA (interface de mapeamento). Esta peça será produzida numa ferramenta multiprocesso que não só cortará o inserto metálico como o dobrará e irá realizar a sobreinjeção, sendo esta última etapa o foco principal desta dissertação.

## 1.3 METODOLOGIA

De forma a ser cumprido o objetivo estabelecido, foi considerado que num instante inicial seria necessário perceber de que forma se interligam os programas computacionais a utilizar e que aproximações/considerações seriam necessárias aplicar durante as análises mediante o facto de não existirem dados experimentais que permitam a comparação e validação dos resultados obtidos, sendo estas adicionadas/modificadas à medida que o projecto progrediu e mais informação ficou disponível. Com o intuito de entender o método global desde a análise de sobreinjeção até à análise estrutural final, a estratégia passou por realizar uma análise no Moldflow com parâmetros do processo fixos escolhidos com base em valores recomendados.

De seguida foram estabelecidos no *software* Abaqus a malha e as condições do ensaio estrutural, considerando uma força aplicada, condições de fronteira e definições de contacto entre inserto metálico com a componente polimérica.

É então possível, através do *software* Helius PFA, criar o modelo do material polimérico que permite introduzir a influência da orientação das fibras nas propriedades do material, sendo então possível importar diretamente os resultados da análise proveniente do Moldflow com o ficheiro proveniente do Abaqus de forma a mapear os resultados da malha de injeção na malha estrutural, possibilitando a criação de ficheiros que permitem a subsequente análise estrutural. Ao estabelecer-se

o método, este foi repetido de forma a estudar a influência de vários parâmetros e propriedades, obtendo-se resultados considerados apropriados.

## 1.4 ESTRUTURA

O conteúdo principal desta tese encontra-se estruturado em 7 capítulos, sendo estes:

- **Capítulo 1:** Capítulo inicial que introduz o tema proposto, objetivos e a estratégia utilizada de modo a que a realização desta dissertação seja possível.
- **Capítulo 2:** É realizada uma introdução teórica ao processo de moldação por injeção, salientando as nuances respetivas ao caso específico da sobreinjeção e aos fenómenos envolvidos nestes processos.
- **Capítulo 3:** Análise ao procedimento realizado e resultados obtidos no *software* Moldflow.
- **Capítulo 4:** Introdução teórica dos princípios que regem a metodologia utilizada pelo *software* Helius PFA, focando no modelo de homogeneização e decomposição baseado no critério de Mori-Tanaka, critérios de fratura e tratamento de dados provenientes do Moldflow.
- **Capítulo 5:** Está dividido em duas partes, onde primeiramente se dá a introdução ao *software* de análise estrutural Abaqus e explicação da metodologia de trabalho utilizada neste *software*, sendo posteriormente explicada a integração de todos os ficheiros a importar para o Helius PFA, resultando finalmente nos ficheiros exportados deste *software* que permitem realizar as análises estruturais pretendidas.
- **Capítulo 6:** Análise e discussão de todos os resultados considerados relevantes, relativamente ao que resulta do processo de sobreinjeção e complementando com as consequências da aplicação de forças externas.
- **Capítulo 7:** Último capítulo onde são apresentadas as conclusões finais do trabalho e são dadas algumas sugestões e ideias a ser implementadas em trabalhos futuros.

## 2 PROCESSO DE SOBREINJEÇÃO COM INSERTO METÁLICO

### 2.1 FABRICO MULTIPROCESSO

A necessidade de compactar linhas de produção e diminuir tempos de espera, transporte e operação aliada à evolução contínua das tecnologias industriais e aos novos desafios apresentados às empresas e homólogos determinou que umas das possibilidades para alcançar esses objetivos seria conseguir criar uma peça complexa, sujeita a vários processos de fabrico, sejam eles convencionais ou não, não só no mesmo local mas também na mesma máquina. Um dos fatores mais importantes é a existência de mecanismos que permitam manobrar a peça dentro e entre cada estágio de fabrico, além da necessidade de garantir a estabilidade da máquina enquanto realiza processos que exigem diferentes graus de rigor em simultâneo.

Esta dissertação irá focar-se numa das etapas de fabrico de uma peça de fixação composta por componentes de plástico e metal, sendo toda ela fabricada numa máquina multiprocesso, mais concretamente na fase de moldação por sobreinjeção da componente plástica sobre a componente metálica, pois é a operação mais complexa que promove os mecanismos de contração e atrito, e que vai determinar a qualidade da peça final. As restantes etapas passam por trabalhar o inserto metálico a nível de dobragem e corte por arrombamento convencional, tal como é possível observar na Figura 2.1.

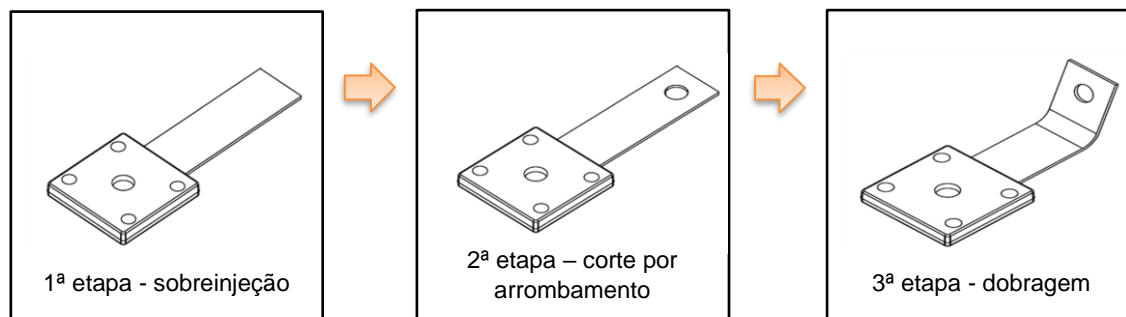


Figura 2.1 - Etapas do fabrico da peça estudada

### 2.2 MOLDAÇÃO POR INJEÇÃO

O processo de moldação por injeção tem evoluído substancialmente desde a sua insurgência na indústria face à necessidade de produção em massa de materiais com propriedades específicas, nomeadamente leveza e rigidez, sendo possível adotar o mais variado tipo de geometria, tamanho e complexidade. Aliado ao facto de ser possível criar simultaneamente várias peças através de moldes com várias cavidades com tempos de produção curtos [2], torna-se num processo muito apelativo.

Com a evolução do processo e da necessidade de produzir peças mais complexas a nível estrutural e com melhores propriedades, surge então a moldação por injeção multimaterial.

## 2.3 MOLDAÇÃO POR INJEÇÃO MULTIMATERIAL

O processo de moldação por injeção multimaterial consiste no processo onde múltiplos materiais são moldados e unidos na produção de uma peça, permitindo obter propriedades combinadas desses materiais. Este processo requer um estudo prévio a nível da compatibilidade dos materiais. Devido às propriedades de adesão na interface, como estruturalmente irão ficar mecanicamente interligados e a nível da conceção da peça de forma a ser compatível com o processo pretendido. Mediante o que se pretende obter, existem três diferentes tipos de moldação por injeção multimaterial [3]:

- **Moldação Multicomponente:** Trata-se do processo mais simples, onde os materiais são injetados no molde numa sequência definida ou de forma simultânea, através da mesma ou diferentes entradas.
- **Moldação *Multishot*:** Trata-se do processo mais complexo e versátil, envolvendo a injeção dos diferentes materiais numa sequência definida de etapas, sendo que a geometria da cavidade do molde pode variar parcial ou completamente em cada etapa
- **Sobreinjeção:** Trata-se simplesmente da injeção sobre um inserto, podendo este ser outro material polimérico previamente injetado, ou um metal, entre outros.

### 2.3.1 Compatibilidade química e mecânica entre inserto e material injetado

Durante o processo de escolha de materiais a combinar de forma a obter uma peça final com determinado tipo de propriedades, além de considerar que tipo de materiais se pretende e que características podem oferecer à peça, a nível de peso, rigidez, resistência mecânica entre outros, é circunstancial analisar a forma como se compatibilizam o material injetado e o inserto.

Para tal é necessário considerar os seguintes parâmetros [4]:

- Efeitos de espessura: a espessura da camada de material fundido deve ser o mais uniforme possível de forma a distribuir a pressão assintoticamente;
- Temperatura de fusão: a temperatura de fusão do material fundido tem de ser inferior à do inserto (não é problema em insertos metálicos);
- Fricção entre superfícies: Correlacionada diretamente com o grau de rugosidade da superfície (maior rugosidade, maior coeficiente de fricção [5]) que determina os efeitos das tensões de corte/atrito mecânicos;
- Requisitos de adesão química: Durante a escolha dos materiais é conveniente, mas não necessário, que estes possuam compatibilidade química, sendo esta mais frequentemente observada quando se utiliza um inserto plástico rígido;

- Propriedades químicas: Verificação de possíveis reações promovidas por um dos materiais no outro, como por exemplo: a poliamida absorve humidades, promovendo a corrosão do inserto metálico ou o facto de insertos de cobre promoverem a oxidação de poliolefinas [6];
- Interligação mecânica: Fenómeno físico que se verifica não só na superfície de contacto entre componentes da peça provenientes da rugosidade destas, mas também caso a própria geometria dos componentes da peça impeça o movimento relativo entre eles, sendo muito importante de forma a que não sejam apenas os fatores de atrito e pressão resultantes da sobreinjeção que unam as componentes da peça. [7]

## 2.4 PROCESSO

O processo de moldação por sobreinjeção é uma operação semelhante à moldação por injeção convencional, tirando o facto de ser colocado inicialmente dentro da cavidade do molde um inserto, usualmente plástico ou metálico, onde se pretende que o material a ser injetado fique unido a este após a solidificação do material injetado.

Este processo é de natureza cíclica, permitindo o trabalho contínuo do equipamento, tendo por princípio básico a capacidade do material plástico ser fundido, amolecendo e tornando-se fundamentalmente deformável, e posteriormente arrefecer e solidificar, “unindo-se” neste caso ao inserto criando uma peça única. O equipamento usado neste processo é constituído por duas unidades principais: a unidade de injeção e a unidade de fixação, sendo possível observá-las na Figura 2.

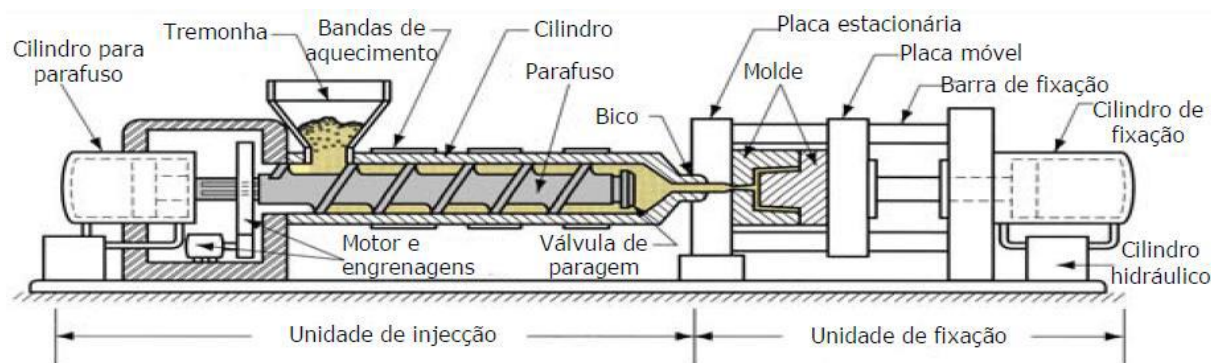


Figura 2.2 - Máquina de injeção [2]

O inserto será colocado (ou injetado) na componente móvel do molde, de forma a que posteriormente seja retirado juntamente com o plástico sobreinjetado.

O material plástico é introduzido no cilindro da máquina na forma de grãos que serão posteriormente fundidos através das bandas de aquecimento à medida que o parafuso que se encontra dentro do cilindro roda. O parafuso irá deslocar-se na direcção da cavidade do molde fechado, empurrando o material fundido para os canais de alimentação. O parafuso mantém a pressão aplicada

de forma a que o material plástico solidifique, sendo posteriormente recolhido. O molde é arrefecimento através da circulação de líquido refrigerante o que permite a redução da temperatura da peça, sendo finalmente aberto onde a peça é ejetada através de ar ou ação de pinos ejetores. O processo repete-se com a inserção de um novo inserto e fecho do molde.

Caso o inserto seja plástico, a parte móvel do molde pode ser partilhada por duas unidades de injeção de forma a integrar o ciclo de injeção com o de sobreinjeção, proporcionando a realização de todo o processo na mesma máquina.

O molde apresenta a geometria negativa da peça, sendo sobredimensionado ligeiramente de forma a compensar a contração do plástico. Os canais de alimentação podem ser a frio ou a quente, sendo que a quente permite que o material localizado no canal de alimentação não solidifique, podendo ser utilizado no ciclo seguinte. [2]

Fundamentalmente, um ciclo de sobreinjeção é em tudo semelhante a um ciclo convencional de injeção, atendendo aos seguintes passos:

#### **Se o inserto for metálico ou plástico produzido noutra máquina:**

- 1) **Colocação do inserto e fecho do molde:** O inserto é posicionado na parte móvel do molde, sendo o molde fechado pelo cilindro hidráulico, componente da unidade de fixação da máquina, criando a cavidade onde o material vai ser injetado;
- 2) **Enchimento:** O material é fundido devido à atuação das bandas de aquecimento aliadas à rotação do parafuso, que após ter fundido material suficiente, vai deslocar o material para dentro da cavidade do molde;
- 3) **Compactação:** Inicia-se quando atinge o instante de comutação v/p (controlo por velocidade passa a controlo por pressão) estabelecido pelo utilizador, sendo que normalmente ocorre quando 95% a 98% da cavidade é preenchida. O controlo por pressão permite a compensação da contração volumétrica associada ao arrefecimento da peça, forçando mais material a entrar na cavidade compactando-o e provocando a adesão ao inserto. Esta fase deve terminar quando ocorre a solidificação do ataque.
- 4) **Arrefecimento:** O molde e a peça são arrefecidos devido aos efeitos de condução provocados pela circulação de líquido refrigerante nos canais de arrefecimento do molde. Durante esta fase o parafuso recua até à sua posição inicial, aliviando a pressão na cavidade. Termina quando a peça atinge a temperatura pretendida para ser ejetada do molde, constituindo a etapa mais longa do processo.
- 5) **Abertura do molde e ejeção da peça:** A peça já no seu estado final (plástico + inserto) é ejetada com o auxílio de efeitos gravitacionais ou pinos ejetores. O molde é aberto novamente graças à atuação do cilindro hidráulico. Estão assim reunidas condições para iniciar um novo ciclo.

### Se o inserto for produzido na mesma máquina:

O ciclo é em todo semelhante sendo que, se o inserto for plástico, é repetido duas vezes (um ciclo para o inserto e outro para o plástico sobreinjetado), onde no final do primeiro ciclo a parte móvel do molde troca de posição com a parte móvel do segundo ciclo, possibilitando a criação de um novo inserto e a criação da peça final em simultâneo. Caso o inserto seja metálico a parte móvel do molde é partilhada com a última etapa de fabrico que atua no inserto.

A Figura 2.3 (a) permite observar um ciclo de injeção convencional equivalente ao ciclo de sobreinjeção considerando um inserto previamente colocado na parte móvel. Já na Figura 2.3 (b) é apresentado um exemplo da interligação de processos com a troca da parte móvel do molde entre etapas no caso do inserto injetado na mesma máquina (A – Parte móvel com o inserto injetado; B – Parte móvel com a peça final sobre injetada).

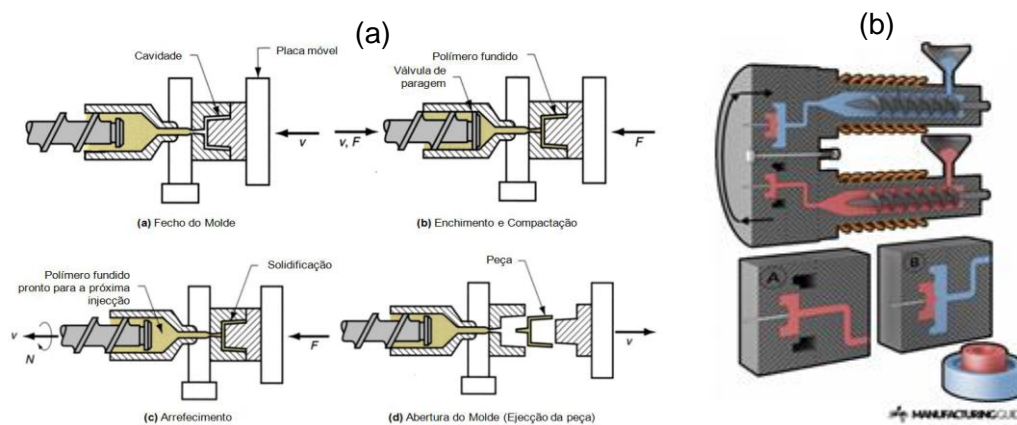


Figura 2.3 - (a) Ciclo de injeção convencional [2]; (b) Ciclo de sobreinjeção com inserto plástico [37]

O projecto de uma peça que utilize este processo requer uma análise rigorosa de cada fase do ciclo de injeção de forma a ser possível otimizar cada uma delas através da utilização de *software* especializado. Cada etapa tem associadas variáveis processuais cada uma com a sua influência, sendo necessário um estudo do efeito que estas provocam na qualidade final da peça e no tempo de ciclo.

As etapas de abertura e fecho do molde não oferecem grandes possibilidades a nível computacional, em particular o efeito da ejeção da peça devido à dificuldade de estabelecer parâmetros e condições de fronteira para análise dessa situação, sendo as simulações dominadas pelas etapas 2 - 4. As simulações computacionais já permitem contabilizar o efeito do inserto nas análises de injeção, permitindo obter resultados relativos a este tipo de operação mais complexa que o processo convencional.

É necessário ter cuidados redobrados nas transições das etapas na sobreinjeção. Os parâmetros estabelecidos no processo tem de maximizar a adesão no material injetado ao inserto, sendo necessário minimizar fenómenos que afetem a qualidade da peça, entre os quais a criação de lacunas entre a superfície do inserto e do material injetado e a garantia que durante a abertura e fecho do molde não ocorrem fenómenos de atrito entre inserto e o molde, em particular se o inserto for

metálico, visto que o coeficiente de atrito ( $\mu$ ) entre superfícies de metal é superior ao de superfícies de metal e plástico [8].

## 2.5 FENÓMENOS DE DEFORMAÇÃO

De forma a compreender a deformação que a peça sofre ao longo do processo de injeção é necessário avaliar que tipo de tensões está o material sujeito ao longo do processo que resulta na sua redução de dimensão. Promovido pelos elevados coeficientes de expansão térmica, os moldes são sobredimensionados uma vez que se verifica a contração da peça durante a fase de arrefecimento assim como durante a ejeção da peça, desta forma no final da operação é possível obter as dimensões desejadas mediante os empenos sofridos. Além disso é necessário ter extrema atenção às consequências destes fenómenos na interface de contacto entre o material fundido e o inserto.

Existem parâmetros de processo que podem ajudar no controlo destes fatores, nomeadamente:

- Redução da contração através do controlo da pressão de injeção e tempo de compactação que garanta a fiabilidade geométrica (usualmente aumentando estes valores);
- Garantir a viscosidade do material fundido facilitando a sua injeção, aumentando a sua temperatura caso necessário;
- Garantir a limpeza e tratamento superficial da interface do inserto.

Existe a necessidade de otimizar cada um destes fatores de forma a garantir que a peça final se encontre dentro dos parâmetros de qualidade estabelecidos, além de diminuir o tempo de ciclo e material utilizado, reduzindo os custos da operação.

Perante isto é muito importante perceber de que princípios teóricos se regem os modelos utilizados por *softwares* de simulação numérica tais com o Moldflow e o Moldex3D, que permitem obter resultados que se compatibilizem com o que é verificado na realidade.

### **Temperatura na interface de contacto (inserto metálico)**

A temperatura na interface de contacto entre inserto metálico e o plástico fundido contribui de forma significativa para a adesão entre as duas partes, que por sua vez aumenta a resistência mecânica da peça, tratando-se de um parâmetro influenciado não só pela temperatura do plástico fundido assim como a temperatura da superfície do inserto metálico, sendo relevante, mas não obrigatório considerar pois, em particular ao aquecimento do inserto, estão associados outro tipo de equipamentos e logística no ciclo operacional.

O aumento da temperatura do inserto promove o aumento da viscosidade do material fundido durante o processo de injeção, promovendo a diminuição das tensões de corte na interface. Além disso, também induz a diminuição da diferença entre os valores do coeficiente de expansão térmica do material metálico em relação ao material polimérico, diminuindo por sua vez a diferença entre as



contrações verificadas nestes dois componentes, favorecendo assim a sua adesão e resistência mecânica da peça final.

De forma a preservar a temperatura do inserto, o tempo entre o seu pré-aquecimento/inserção no molde e o início da injeção do plástico fundido deve ser o menor possível uma vez que o inserto perde temperatura rapidamente devido ao arrefecimento do molde. De forma a garantir a melhor adesão possível, a temperatura de contacto deverá ser superior à temperatura de amolecimento do plástico amorfos e à temperatura de cristalização dos plásticos semicristalinos. [6]

### Viscosidade

A viscosidade consiste fundamentalmente na resistência conferida pelo material ao escorregamento. De forma a ser possível encher a cavidade de fundido, este precisa de apresentar um valor baixo de viscosidade, estando dependente da temperatura, pressão e taxa de corte visto que os polímeros fundidos apresentam as características de um fluido não newtoniano [9].

### Fenómenos durante o enchimento

Durante a fase de enchimento, o plástico fundido entra na cavidade do molde a alta temperatura iniciando contacto com este que se encontra a uma temperatura inferior, o que promove a solidificação da zona lateral do fluxo. O material vai escoando pela zona central do fluxo que retém a temperatura elevada à medida que o parafuso se desloca na direção do escoamento. O material fundido que se encontra na frente do fluxo em determinado instante escoar no instante seguinte para a zona periférica solidificando e perdendo calor quando entra em contacto com o molde, alongando a zona onde o fundido flui sendo este sempre renovado enquanto se der a injeção, criando o denominado 'Escoamento de fonte', tal como é mostrado na Figura 2.4.

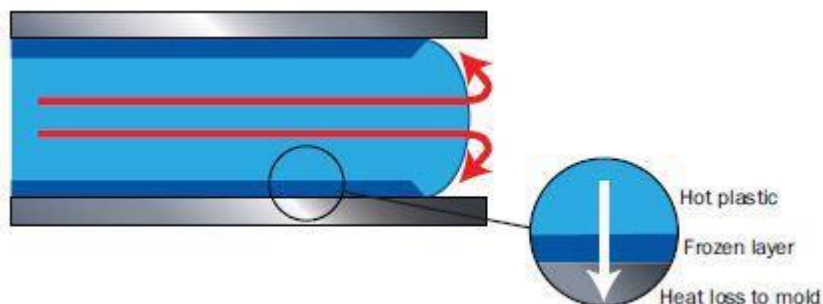


Figura 2.4 - Representação do escoamento de fonte [10]

Estes fenômenos não só se verificam quando a periferia do escoamento são as paredes do molde mas também quando são as paredes do inserto, sendo nesta fase que começa a ficar definida a qualidade do contacto entre o fundido e o inserto, que ao contrário do que acontece com o molde, se

pretende que haja adesão durante e após estar terminado o processo de injeção, através de condicionantes já mencionadas anteriormente.

Com o decorrer do enchimento, a espessura do material solidificado vai aumentando ao passo que a perda de calor para o molde vai diminuindo. Quando o calor dissipado para o molde for equivalente ao calor fornecido pela entrada de material fundido em conjunto com a fricção, é atingido o equilíbrio correspondente à espessura de material solidificado no final desta fase do processo [10].

Relativamente às deformações na fase de enchimento, verifica-se a existência de dois tipos: extensão e corte, sendo esta última a que domina no escoamento de plástico fundido. Os fenómenos de extensão verificam-se frequentemente em zonas onde o escoamento muda de direção ou haja uma variação acentuada da geometria. Os fenómenos dominantes de corte verificam-se nas tensões de corte no material fundido promovido pelo contacto com as paredes do molde e inserto. Estas tensões em conjunto com a viscosidade do material fundido promovem a orientação das moléculas do plástico com a direção do escoamento.

Outro fator a considerar é a taxa de corte do material, que corresponde à taxa a que uma parcela de material que desliza sobre outra adjacente. O valor máximo verifica-se na interface entre material fundido e material já solidificado devido ao contacto com as paredes do molde e inserto, sendo nulo no centro do escoamento, acontecendo o mesmo com os valores da tensão de corte, tal como é possível visualizar na Figura 2.5.

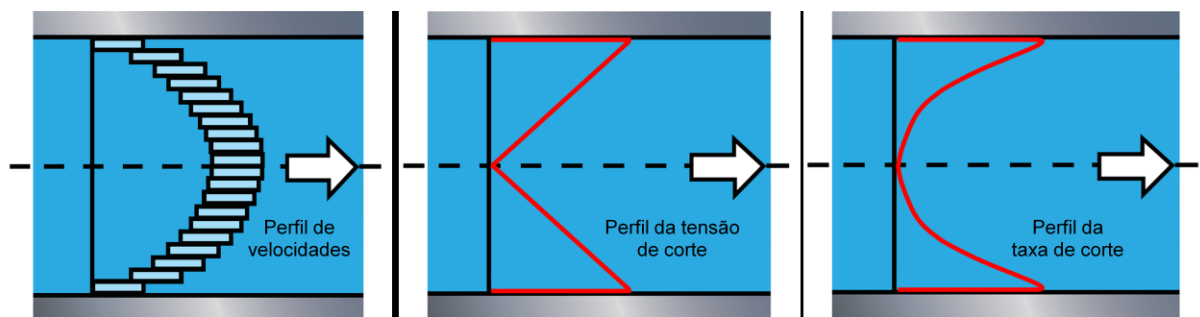


Figura 2.5 - Perfil de temperatura, tensão e taxa de corte num plano de escoamento [10]

A orientação das fibras do material plástico vai influenciar as tensões residuais resultantes da fase de enchimento, sendo estas mais relevantes quanto maior for o nível de orientação do material, estando este nível associado ao tempo de arrefecimento e às tensões de corte durante o enchimento.

O arrefecimento lento do plástico permite uma distribuição mais aleatória das fibras, promovido pela diminuição da espessura solidificada junto à parede onde se localizam as tensões de corte promotoras da orientação das fibras. Atendendo ao facto de que material não orientado contrai menos do que material orientado, a monitorização destes parâmetros é importante de forma a controlar as tensões residuais resultantes destes fenómenos.

## 2.6 TENSÕES RESIDUAIS E EMPENO

Como foi introduzido anteriormente, da fase de enchimento e posterior arrefecimento e ejeção da peça resultam tensões residuais na peça induzidas termicamente ou pelo escoamento, tensões essas que após a operação de injeção estar completa, promovem a contração volumétrica e empenos que resultam na alteração do comportamento mediante solicitações externas que podem provocar a fratura da peça mediante condições que uma peça sem empenos sustentaria. As tensões induzidas termicamente possuem uma maior influência nas propriedades da peça do que as induzidas pelo escoamento.

Nos insertos também resultam tensões residuais, sendo estas muito menos relevantes especialmente em insertos metálicos, pois são apenas resultantes dos gradientes de temperatura.

### 2.6.1 Tensões induzidas pelo escoamento

Quando as cadeias poliméricas estão livres de tensões estas tendem a dispor-se aleatoriamente em equilíbrio quando se encontram a temperatura superior à temperatura de fusão. Tal como já foi referido anteriormente, o escoamento e a contínua solidificação de material junto à superfície do molde/inserto promovem a orientação molecular na direção do fluxo aliadas às tensões de corte geradas. Como consequência do material solidificar sem permitir que as orientações dispersem, são induzidas tensões residuais, logo um fator muito importante de controlo destas tensões corresponde ao controlo dos fenómenos que originam tensões de corte no material fundido, nomeadamente o controlo do tempo de arrefecimento do material na cavidade.

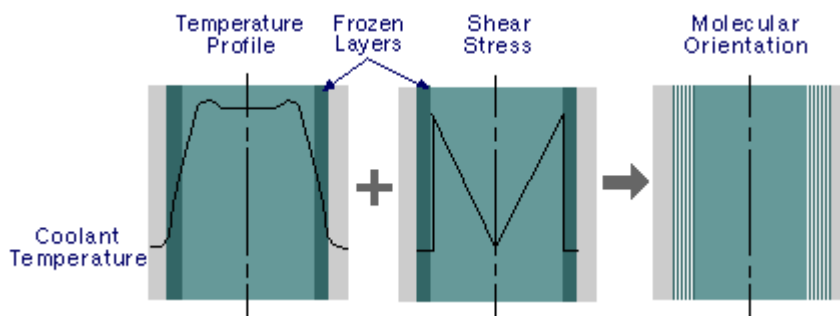
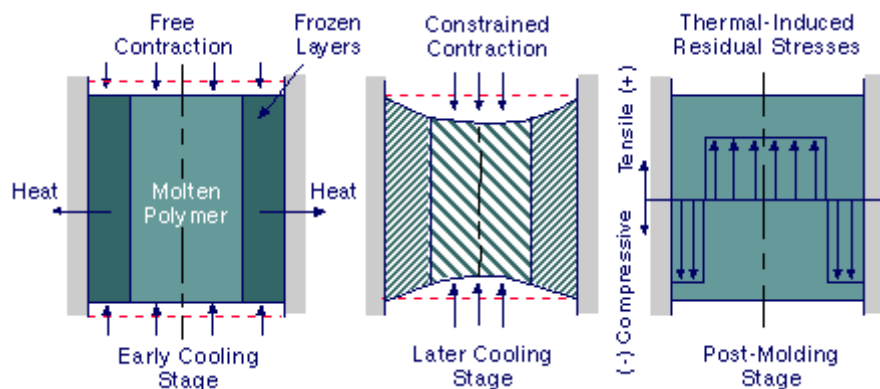


Figura 2.6 - Fenómenos que resultam nas tensões residuais induzidas pelo escoamento [8]

### 2.6.2 Tensões induzidas termicamente

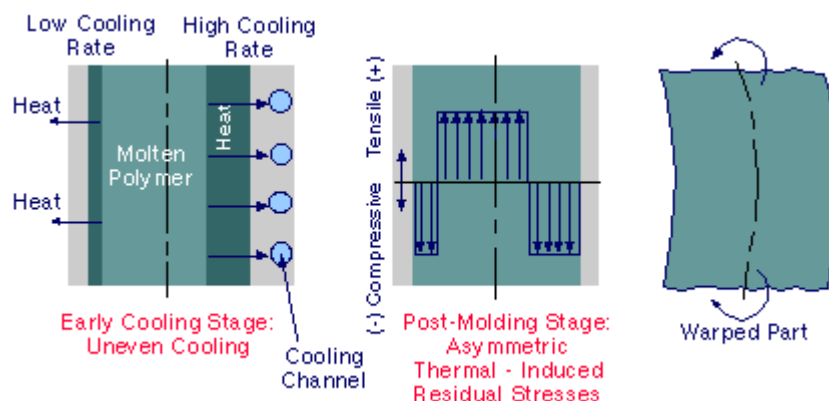
As tensões residuais induzidas termicamente resultam fundamentalmente da contração que o material sofre à medida que arrefece. Esta contração vai ser influenciada por vários fatores resultantes da variação das condições termomecânicas nos elementos de material ao longo da espessura do escoamento.

Já foi visto que durante o arrefecimento, as zonas junto às paredes do molde começam a arrefecer e conseqüentemente encolher, enquanto que o centro do escoamento ainda permanece fundido e livre de contrações. Ora à medida que a camada solidificada se propaga, serão essas camadas que irão condicionar a contração da zona central. No estado de equilíbrio, verifica-se que a compressão das camadas exteriores é compensada por um estado de tensão à tração na zona central, resultando assim em tensões residuais, tal como se pode verificar na Figura 2.7.



**Figura 2.7 - Tensões residuais induzidas termicamente [8]**

Caso as camadas exteriores não arrefeçam da mesma forma, é verificada assimetria na evolução da zona solidificada junto às paredes do molde, que por consequência resultam em tensões residuais assimétricas e consequente contração da peça onde se verificam a existência de momentos fletores que tendem a causar empeno. Este fenómeno pode ser observado na Figura 2.8.



**Figura 2.8 - Tensões residuais assimétricas [8]**

De forma a entender com maior rigor a distribuição destas tensões residuais, é necessário ter em conta a variação da temperatura e pressão ao longo da espessura, que por sua vez condicionam o volume específico do elemento de material correspondente, tal como é possível verificar nos gráficos

PvT (Pressão – volume – temperatura) dos materiais. Na Figura 9, observa-se a decomposição do material ao longo da espessura em elementos de volume onde é atribuído um perfil que retrate a variação de temperatura (a) e pressão (b) em cada elemento, resultando no volume específico correspondente, retirado do gráfico PvT do material em questão (c).

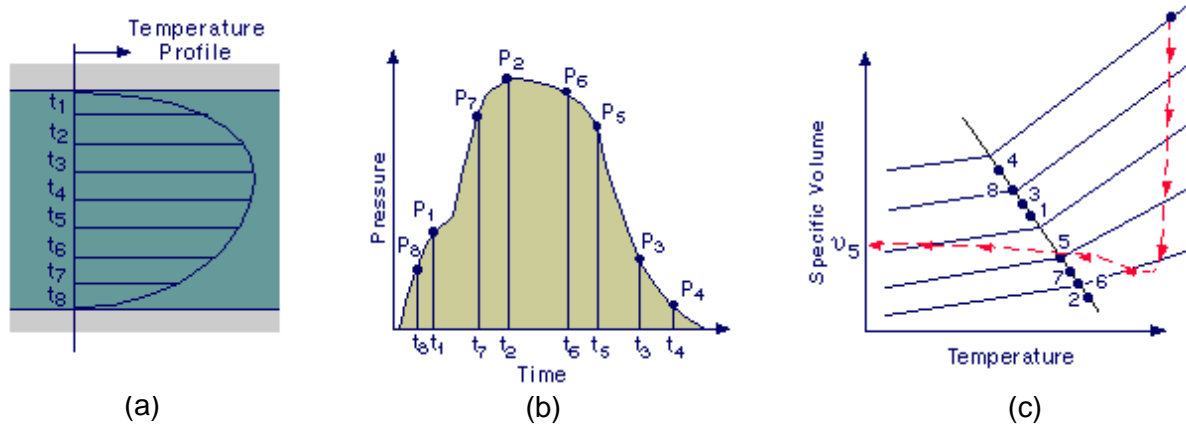


Figura 2.9 – (a) Perfil de temperatura; (b) Perfil de pressão; (c) Gráfico PvT [8]

Os gradientes verificados relativos à temperatura e pressão ao longo da espessura que resultam em diferentes volumes específicos em cada elemento volumétrico promovem contrações de intensidade diferente em cada elemento.

### 2.6.3 Tensões induzidas pelo processo *versus* tensões na cavidade

São denominadas tensões induzidas pelo processo as tensões residuais que permanecem na peça após esta ser ejetada, não estando constrangida pelo molde, e encontrando-se em equilíbrio. Já as tensões na cavidade são as tensões internas que se acumulam durante a solidificação, estando a peça ainda constrangida pelo molde. São as tensões na cavidade que vão provocar a contração e empeno na peça após esta ser ejetada. Na Figura 2.10 está exposta esta diferença.

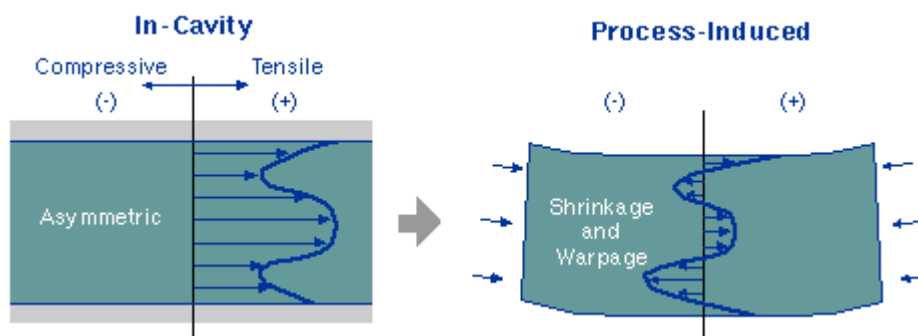


Figura 2.10 - Evolução das tensões residuais na peça [8]

Os *softwares* de simulação computacional em geral conseguem obter as tensões na cavidade e prever o empeno consequente, mas não conseguem obter diretamente as tensões induzidas pelo processo, sendo necessário recorrer a *softwares* de análise estrutural para obter estes valores.

## 3 MOLDFLOW - SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE SOBREENJEÇÃO

---

De forma a simular o processo de moldação por sobreinjeção da peça a ser estudada foi utilizado o *software* Autodesk Moldflow versão 2019, tratando-se de um dos programas mais utilizados na indústria para este tipo de aplicações. Este programa permite controlar as variáveis que influenciam o processo, possibilitando o estudo da influência dessas mesmas variáveis na produção da peça desde o momento em que o molde fecha no início do ciclo até ao momento em que o molde abre no fim. Este tipo de *softwares* permite que se otimize o processo de injeção da peça que se pretende fabricar a nível geométrico, qualidade final e tempo de ciclo o que leva a aumentar a eficiência de produção e redução de custos.

Neste capítulo serão expostos os procedimentos efetuados, assunções e resultados obtidos úteis ao estudo em causa, em particular os que é possível transpor para a futura análise estrutural.

Importante notar que não sendo possível verificar a validade dos resultados perante o facto de a peça em causa não ter sido fabricada, em termos gerais mediante os procedimentos utilizados e verificações é possível ter um grau de confiança assertivo sobre os resultados das simulações.

### 3.1 SIMULAÇÃO

A peça que se pretende simular o processo de sobreinjeção pode ser visualizada na Figura 3.1. Trata-se de um protótipo idealizado para testar as capacidades de produção de uma máquina multiprocesso, sendo a sobreinjeção de plástico sobre uma chapa metálica a etapa dominante e mais complexa do ciclo operacional (Desenho técnico da peça disponível para consulta no Anexo A, cortesia da empresa Aníbal H. Abrantes - Indústrias de Moldes e Plásticos, S.A.). A componente polimérica apresenta-se a nível exterior com dimensões 30x30x6 mm, tendo quatro furos passantes de 5 mm e um furo que se prolonga até à chapa de 6 mm de diâmetro e 2 mm de profundidade, sendo através deste furo que a máquina irá manobrar e fixar a peça após a injeção. A meia espessura a componente plástica terá uma saliência quase passante onde se localizará o inserto metálico, que será uma chapa de 1 mm de espessura, posteriormente fletida com um furo passante de 6 mm localizado na extremidade oposta àquela em contacto com o plástico. Para efeitos de simulação, a chapa já se encontrará no seu estado final na peça importada para o Moldflow.

A peça foi modelada através do *software* Solidworks, garantindo todos os requisitos de rigor dimensionais pretendidos, obtendo a geometria tridimensional a ser importada para o Moldflow. Também no Solidworks foi modelado um ataque em leque localizado na face oposta ao inserto, de agora em diante denominado *fan gate sim*, que foi posteriormente utilizado num dos estudos realizados (a). Quando importado para o Moldflow, o CAD do ataque em leque pode ser convertido em elemento

de ataque (3D) e o CAD do inserto pode ser convertido em elemento de inserto (3D) através das propriedades possibilitadas pelo Moldflow.

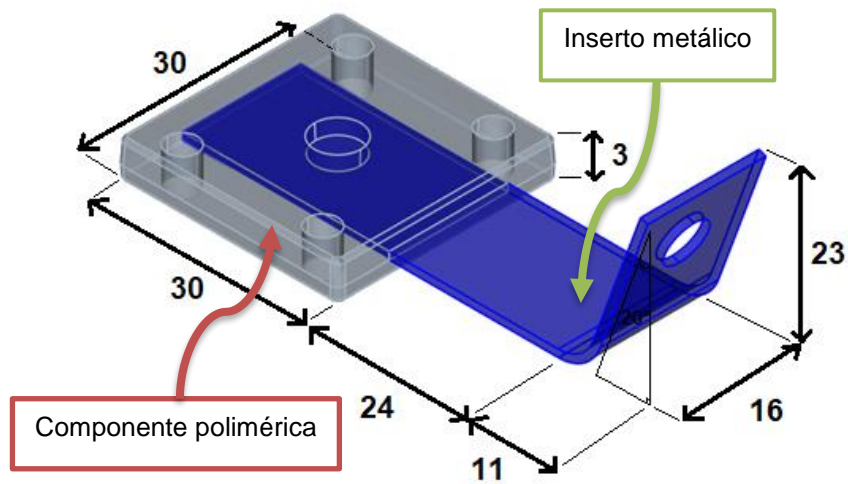


Figura 3.1 - Representação da peça a estudar nesta dissertação

Foi também utilizado um sistema de alimentação a quente completo localizado na face oposta à do furo passante, de agora em diante denominado *hot runner sim* (b), sendo esta a situação mais explorada relativamente às simulações efetuadas.

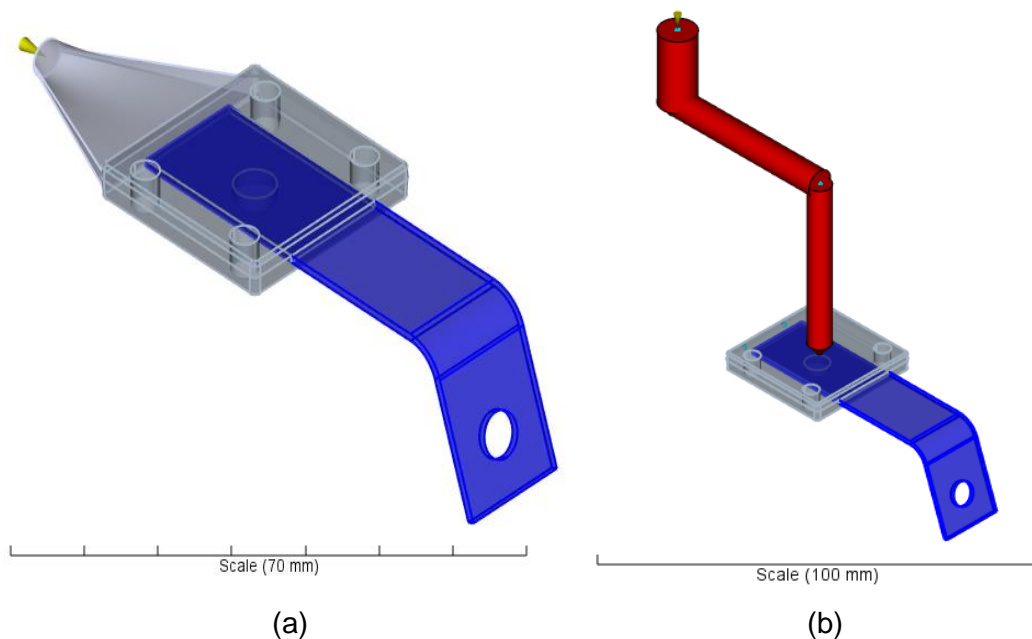


Figura 3.2 - (a) Entrada em leque; (b) Sistema de alimentação a quente completo



## 3.2 Material

Após terem sido importados os ficheiros CAD da peça foi necessário atribuir as suas propriedades e material constituinte. A peça é constituída por um material polimérico reforçado com fibras de vidro e um inserto metálico. O polímero utilizado trata-se de um polipropileno reforçado por fibras de vidro curtas em 40% do volume, fabricado pela *Borealis Europe* intitulado *Fibremod GF477HP*. O metal trata-se do aço de alta resistência e baixa liga HX 260LAD. As propriedades do polímero encontram-se na base de dados do Moldflow, não sendo necessário introduzir informação adicional nesta fase. Quanto ao aço foram introduzidas propriedades básicas que permitem ao Moldflow considerar a presença do inserto ao longo do processo. As propriedades introduzidas no Moldflow acerca do material que constitui o inserto estão apresentadas na Tabela 3.1.

**Tabela 3.1 - Propriedades do inserto metálico**

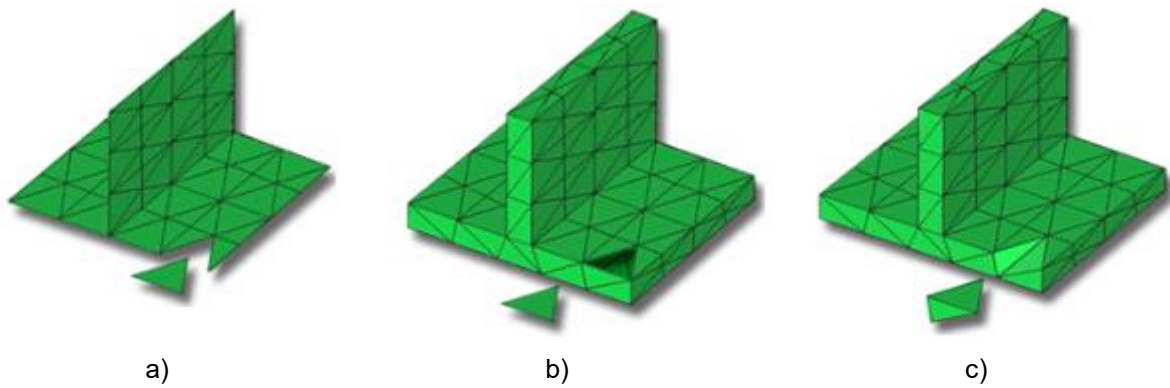
Propriedades do inserto	Valor
<b>Densidade (g/cm<sup>3</sup>)</b>	7.8
<b>Calor específico (J/kg.C)</b>	470
<b>Conductividade térmica (W/m.C)</b>	51
<b>Coefficiente de expansão térmica (1/C)</b>	1,3*10 <sup>-5</sup>
<b>Módulo de Young (GPa)</b>	190
<b>Coefficiente de Poisson</b>	0,29

É possível também estipular algumas propriedades térmicas relativas ao inserto tais como a temperatura do molde em contacto com o inserto, os coeficientes locais de transferência de calor ou a sua temperatura inicial. Foi considerado que o inserto foi colocado à temperatura ambiente (25°C), não registando pré-aquecimento. As restantes propriedades não foram alteradas.

## 3.3 MALHA

Após definir o material dos componentes da peça é agora necessário definir as malhas a utilizar. O Moldflow disponibiliza três tipos de malha diferentes (Figura 3.3):

- *Midplane*: malha constituída por elementos triangulares que definem um plano a meia espessura, sendo a espessura atribuída a cada elemento;
- *Dual-Domain*: malha constituída por elementos triangulares, mas que agora definem a geometria superficial da peça (como que oca). A espessura é definida pela distância entre elementos de faces opostas;
- 3D: malha constituída por elementos tetraédricos que preenchem toda a geometria da peça.



**Figura 3.3 - (a) Malha midplane; (b) Malha dual-domain; (c) Malha 3D [38]**

Qualquer um destes tipos de malha é compatível com a utilização de insertos, no entanto exclui-se desde logo a opção de *midplane* uma vez que requer a consideração de insertos não sólidos (não sendo necessário importar o respetivo CAD). Para obter maior rigor nos resultados, tendo também em conta a pretensão de exportar os resultados para futura análise estrutural utilizou-se malha 3D, sendo os elementos superficiais previamente modelados em *dual-domain*, de forma a ser mais fácil corrigir algum erro associado à dimensão dos elementos ou razão de aspeto, o que ocorre facilmente em peças de geometria complexa.

Relativamente à qualidade da malha estão associados vários parâmetros que é necessário controlar. Em primeiro lugar, ainda antes da criação da malha, é necessário definir o tamanho global da malha, sendo esta a dimensão base dos elementos que não estejam condicionados geometricamente, como em zonas circulares, ângulos acentuados, saliências, entre outros. É possível também definir tamanhos de malha mais ou menos refinadas em zonas que seja pretendido, como por exemplo zonas com os condicionamentos geométricos apresentados anteriormente ou na zona onde se localiza o ataque. Depois é necessário compatibilizar as malhas, ou seja, coincidir os nós das superfícies em contacto, do ataque em leque e da peça, de forma a que seja possível a existência de um fluxo contínuo durante a injeção de material através daquele ataque. Após estarem definidos estes parâmetros, já é possível criar a malha.

Estando a malha criada, é necessário verificar a sua qualidade. Tal é feito verificando se existem fenómenos de sobreposição de elementos, lacunas, entre outros fatores. O fator mais preponderante trata-se da razão de aspeto dos elementos. A razão de aspeto define a razão geométrica dimensional de um elemento (ver Figura 3.4). Cada tipo de malha tem intervalos onde se assegura a qualidade das malhas criadas a nível dimensional, sendo o seu controlo e correção facilitado nas malhas bidimensionais. O valor máximo recomendado deste parâmetro é, para elementos bidimensionais, igual a 6, e para elementos tridimensionais ou bidimensionais que posteriormente serão convertidos a tridimensionais igual a 30 [11].

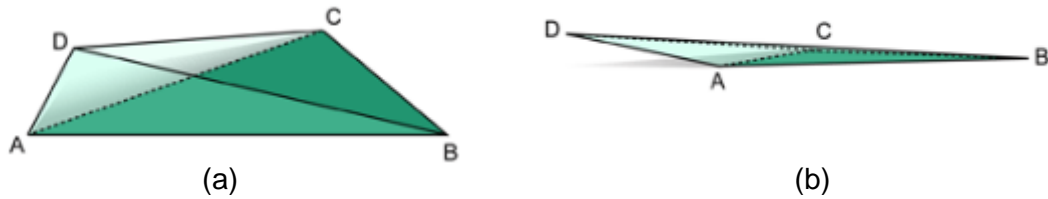


Figura 3.4 – Elementos com razão de aspeto: (a) baixo; (b) alto [11]

### 3.3.1 Geração da malha da peça e do sistema de alimentação

A malha utilizada no estudo da sobreinjeção da peça foi sendo alterada no decorrer da realização da dissertação, em particular pela influência que terá posteriormente no mapeamento das variáveis resultantes para a análise estrutural. Tendo em conta o peso computacional da análise estrutural (que será reportado nos capítulos seguintes), chegou-se a um valor de dimensão global de malha de 1.4mm em todo o domínio da peça.

Caso houvesse necessidade seria possível refinar a malha em zonas potencialmente problemáticas como os furos, arestas e cantos na zona do inserto ou na interface de contacto entre a entrada em leque e a peça, mas tal não se verificou em particular pela não necessidade de otimizar em rigor o processo de sobreinjeção, visto que os dados mais importantes a retirar são a orientação das fibras e as deformações residuais e não a otimização do processo em si.

No caso *hot runner sim*, o canal de alimentação também foi efetuado no momento da geração da malha da peça tendo em conta os parâmetros dimensionais estabelecidos.

A malha gerada em *dual-domain* não verificou qualquer tipo de problema, sendo a maior razão de aspeto obtida igual a 5.13. No caso da entrada em leque é necessário unir os nós da interface de contacto de forma a permitir o escoamento do material fundido, sendo que tal é proporcionado pela opção *global merge*. Estando estes passos concluídos, é finalmente possível converter a malha em 3D, resultando na malha final usada na simulação. A malha final obtida possui 101796 elementos para ambos os casos se forem excluídos os sistemas de alimentação, estando representada na Figura 15 (a) malha usada na simulação *hot runner sim*; (b) malha utilizada na simulação *fan gate sim*.

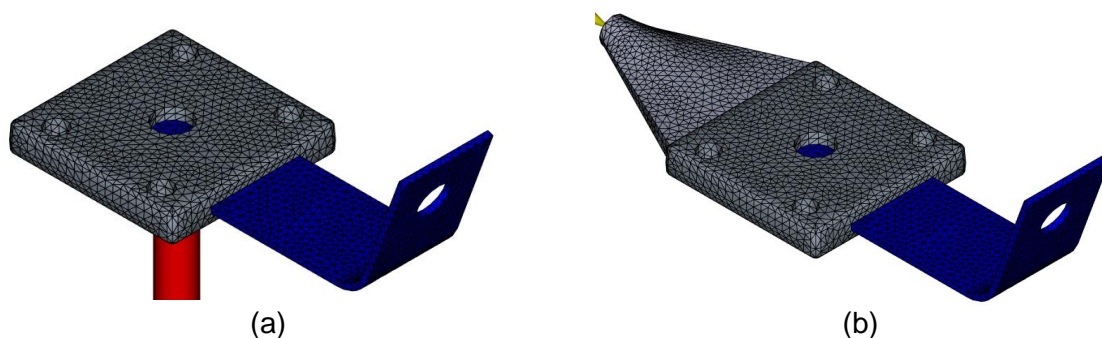


Figura 3.5 – Malha utilizada no caso: (a) *hot runner sim*; (b) *fan gate sim*

### 3.4 CONDIÇÕES DE PROCESSAMENTO

Tendo em conta a reduzida dimensão da peça, foi considerada como aceitável a não inclusão de um sistema de arrefecimento e posterior influência do mesmo na simulação, sendo o arrefecimento considerado perfeito pois o molde encontra-se todo ele à temperatura inicial estipulada de 40°C e assim permanece. Desta forma foi escolhida a análise Enchimento + Compactação + Empeno (FPW).

As condições processuais utilizadas estão apresentadas na Figura 3.6. Numa fase inicial não existiam parâmetros estabelecidos para a realização das simulações, portanto as análises foram realizadas com parâmetros genéricos que respeitam os intervalos de valores recomendados pelo fabricante do material plástico em causa, utilizando a entrada em leque. Posteriormente foram estabelecidos pelo fabricante do protótipo o tipo de canal de alimentação e os parâmetros a utilizar, tratando-se do caso *hot runner sim*. Estes parâmetros foram então também adotados para o caso *fan gate sim*.

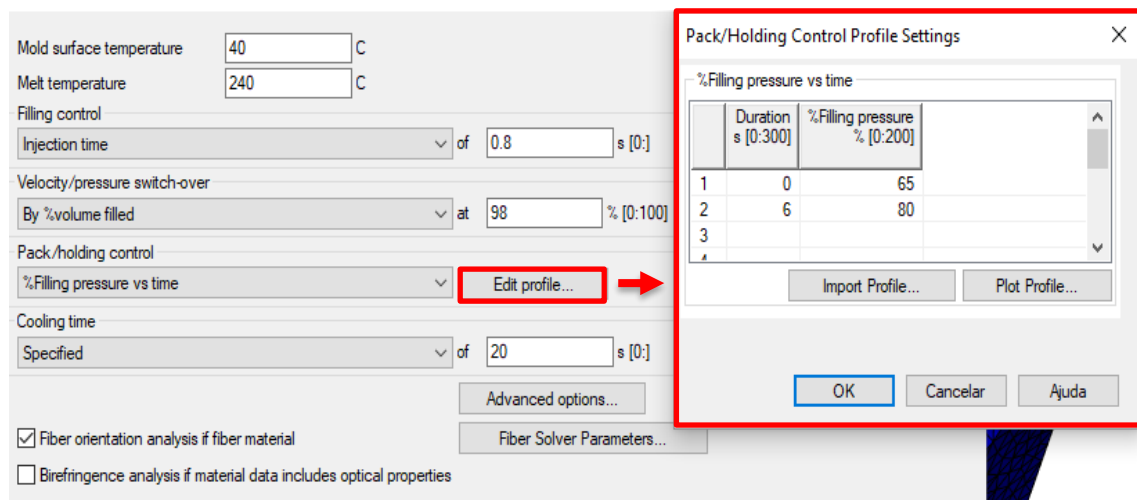


Figura 3.6 – Condições processuais utilizadas no Moldflow

Todos os outros parâmetros e condições foram mantidos predefinidos, exceto o critério micromecânico utilizado, tendo este sido alterado para o critério de Mori-Tanaka, permitindo manter a consistência com as fases posteriores do projecto.

### 3.5 RESULTADOS DA ANÁLISE DE SOBREENJEÇÃO

Após a realização das análises de sobreinjeção, o Moldflow gera resultados relativos a um elevado número de variáveis, como a distribuição de pressão e temperatura, sendo que algumas delas serão úteis e passíveis de transpor para a análise estrutural, nomeadamente os tensores de orientação das fibras e as deformações residuais (relacionadas diretamente com tensões e extensões residuais).

De forma a transpor a informação pertinente entre o *software* de simulação da injeção para *software* de análise estrutural, estão disponíveis várias ferramentas sendo que no âmbito desta dissertação será utilizada a versão mais recente (2019) do *software* Advanced Material Exchange (AME), particularidade do *software* Helius PFA (Progressive Failure Analysis). Quer o Moldflow quer o Helius PFA são propriedade da Autodesk, verificando-se uma compatibilidade e automatização do processo que facilita bastante a transição de resultados.

Ao realizar uma análise do Moldflow são criados ficheiros onde são guardados os resultados e definições da simulação, sendo o principal o ficheiro com a extensão .sdy (study), cujo nome é partilhado pelos restantes ficheiros referentes a esse estudo. No AME, o ficheiro importado do Moldflow é o ficheiro com extensão .sdy correspondente ao estudo pretendido, do qual é extraída a informação necessária nomeadamente a malha inicial (e não a deformada final), a orientação das fibras, deformações residuais e linhas de soldadura (não utilizado neste trabalho).

### 3.5.1 Orientação das fibras

O material utilizado nesta peça é reforçado com fibras de vidro que alteram as propriedades do mesmo. De forma a incorporar a influência das fibras na análise estrutural, o Moldflow gera um ficheiro que regista a orientação das fibras no espaço através dos vetores próprios do tensor, ao passo que o comprimento ao longo do respetivo eixo será determinado pelos valores próprios. Mediante os valores apresentados no tensor, é possível identificar a direção do alinhamento das fibras no material.

De forma simplificada, os *softwares* de simulação de injeção apresentam os tensores numa matriz simétrica 3x3 [39]:

$$A_{ij} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{12} & a_{22} & a_{23} \\ a_{13} & a_{23} & a_{33} \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

Os componentes da diagonal principal  $a_{11}$ ,  $a_{22}$  e  $a_{33}$  expressam a intensidade da orientação das fibras nos respetivos eixos (1,2 e 3), sendo que a soma dos valores da diagonal tem de ser igual a 1. A título de exemplo, uma fibra unidimensional cuja orientação é apenas no eixo 1 teria como tensor de orientação o caso (a) apresentado na Figura 16. Já numa distribuição bidimensional como no caso (b), a orientação do volume de elemento seria aleatória num plano 2-3, ao passo que a nível tridimensional, como no caso (c), representaria a orientação aleatória no espaço tridimensional entre 1-2-3.

Depois para obter o comprimento ao longo do eixo calculam-se os valores próprios da matriz através da seguinte equação:

$$\det[a_{ij} - \lambda I] = 0 \quad (3.2)$$

Obtendo-se três valores de  $\lambda$  respetivos a cada eixo.

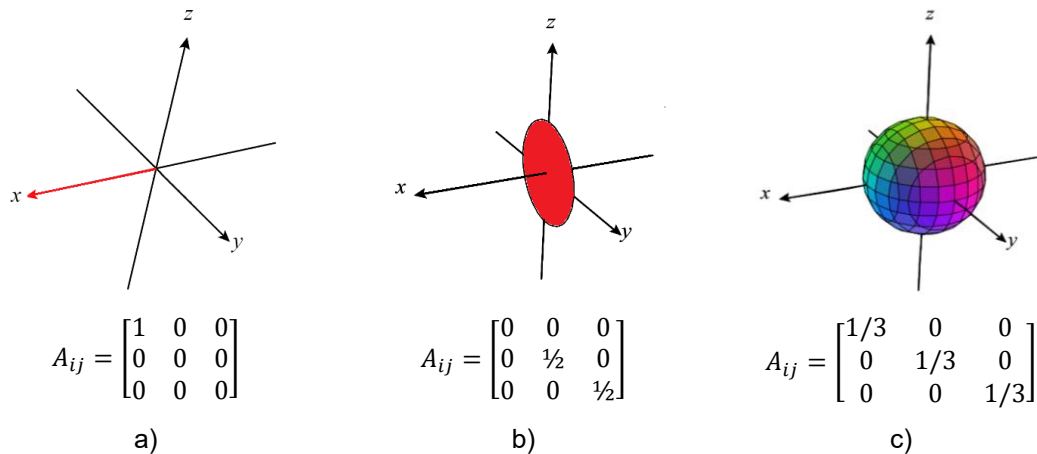


Figura 3.7 - Tensor de orientação das fibras: (a) unidimensional; (b) bidimensional; (c) tridimensional

### 3.5.2 Tensões e extensões residuais

No Moldflow é também gerado um ficheiro que contém dados relativos às extensões residuais, que possibilita posteriormente o cálculo do empeno. O Helius PFA importará estas extensões possibilitando depois ao *software* estrutural o cálculo das tensões residuais que as proporcionam e dos empenos resultantes. De notar que o Moldflow para cálculo das extensões residuais considera as tensões residuais na cavidade, uma vez que é necessário considerar condições de fronteira para efetuar estes cálculos, sendo estas condições no Moldflow o condicionamento da peça no molde. Numa situação real, a peça continua a arrefecer após ser extraída do molde, sendo esta consideração difícil de ter em conta de um ponto de vista computacional a nível de *software* de simulação do processo de injeção.

## 3.6 DEFORMAÇÕES PROVENIENTES DA INJEÇÃO NO SOFTWARE ESTRUTURAL

As deformações obtidas na peça quando a análise de injeção acaba e esta é ejetada representam a peça no seu estado final, pronta a sofrer posteriores solicitações mediante o que se pretende. De forma a garantir o maior rigor possível na análise estrutural é necessário primeiro deformar a peça com base nas tensões residuais resultantes do processo de injeção, sendo tal possibilitado recorrendo a uma etapa estática da análise estrutural denominada *Step-0*, que vai ter como função introduzir na peça as tensões residuais de forma a que no fim dessa etapa se obtenha a peça deformada com os empenos previstos pelo Moldflow, visto que no *software* estrutural entra a malha não deformada da peça.

A dificuldade de resolver esta situação passa pelo facto que se tratar de um problema não linear, logo não é possível resolver seguindo um sistema linear de equações, sendo necessário decompor as solicitações em função do tempo e tempo de incremento. Neste caso em particular, um incremento temporal é suficiente, mas verificou-se um maior nível de convergência recorrendo a múltiplos incrementos que garantem no final a configuração de equilíbrio da peça.

Durante o *Step-0* não é estabelecida no Abaqus qualquer condição de fronteira ou solicitação exterior de forma a não condicionar a deformação segundo as deformações residuais. O Abaqus possibilita a utilização de dois métodos automáticos de estabilização para resolver este tipo de problemas: fator de amortecimento constante, que recorre a molas de rigidez reduzida ou fração de energia dissipada, que estabiliza energeticamente o problema através da dissipação de uma parcela da energia total [12]. Ambos os métodos são viáveis e foram previamente estudados o impacto que têm neste tipo de problemas, sendo que será utilizado o método da estabilização energética pois revela menor interferência nos resultados finais [13].

De forma a resolver este tipo de problemas é adicionado um termo correspondente às forças viscosas  $F_v$ , sendo

$$F_v = c * M * v \quad (3.3)$$

às equações de equilíbrio global na forma

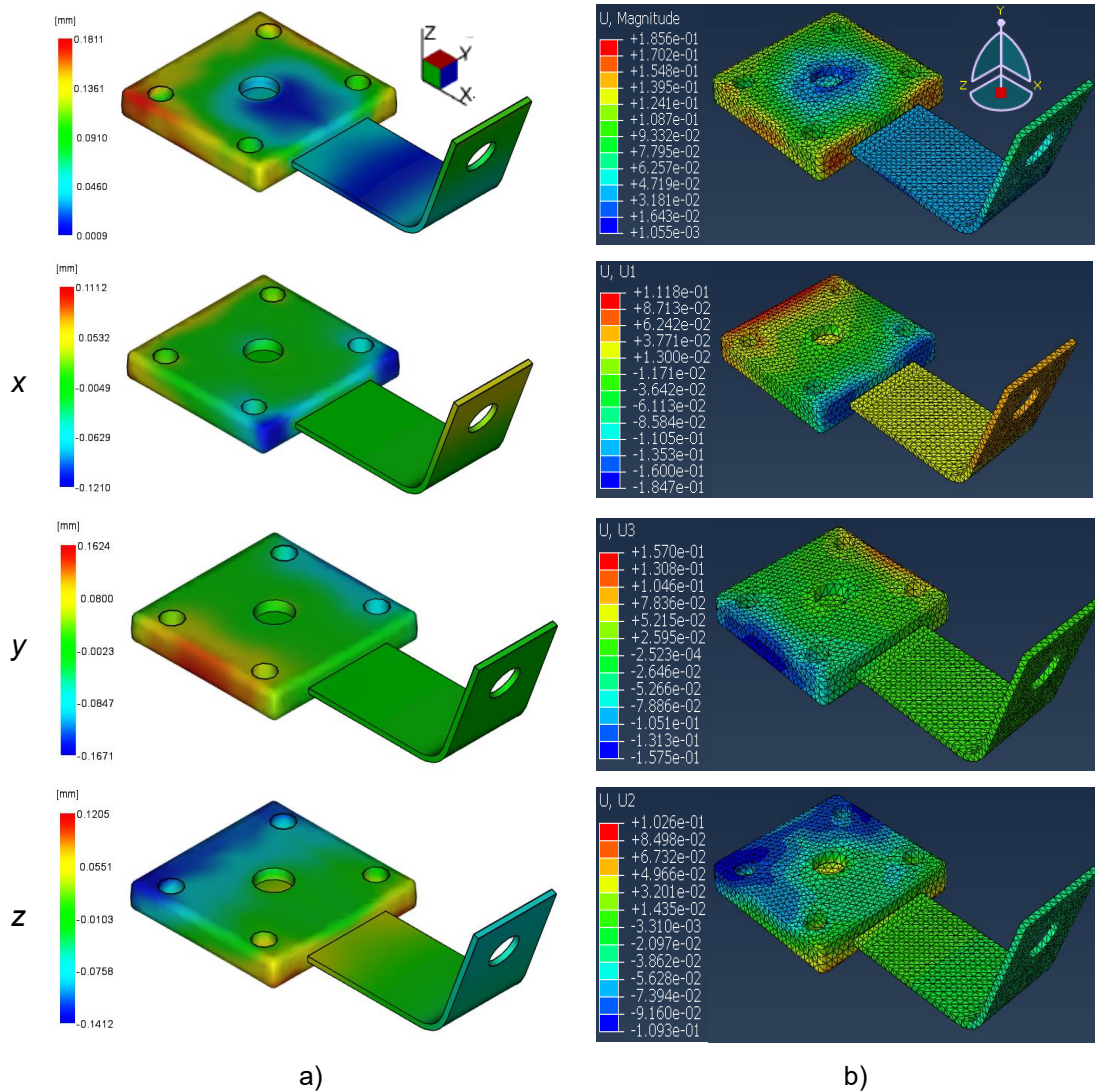
$$P - Int * F_v = 0 \quad (3.4)$$

sendo  $c$  correspondente ao coeficiente de amortecimento,  $M$  a uma matriz de massa artificial calculada com densidade unitária,  $v$  ao vetor das velocidades nodais,  $P$  a carga total aplicada e  $Int$  as forças internas. Este termo  $F_v$  pretende corresponder à energia dissipada durante a deformação possibilitando a eliminação dos efeitos de movimento de corpo rígido.

No caso da estabilização energética, o fator de amortecimento é calculado com base na fração de energia dissipada de deformação. Inicialmente o problema é considerado estável, sendo as forças viscosas e correspondente energia dissipada muito pequenas. As instabilidades são desenvolvidas ao longo do *step*, causando aumento das velocidades locais e, conseqüentemente, dissipação de parte da energia através do amortecimento aplicado. A fração de energia dissipada predefinida é igual a 0.0002 [12], sendo este o valor utilizado neste trabalho.

De forma a validar os resultados é necessário verificar se a energia dissipada por este método de estabilização automática ALLSD, representa uma ínfima parcela da energia total ETOTAL em comparação com a energia de deformação ALLIE envolvida no *Step-0*.

Outro fator a ter em conta em situações onde existe interações entre superfícies é a possível dissipação de energia proveniente de fenómenos de atrito. Para a mesma fração de energia dissipada foram testados diferentes coeficientes de atrito de forma a verificar os efeitos na deformação da peça cujos resultados serão discutidos no Capítulo 6. No entanto, para se ter uma ideia do que resulta da aplicação do *Step-0*, é apresentado na Figura 3.8 uma comparação entre as deformações obtidas resultantes da simulação de injeção (a) e do *Step-0* com  $\mu = 0.4$  (b) para o caso *hot runner sim*.



**Figura 3.8 – Deformações obtidas mediante as várias direções para: (a) Moldflow; (b) Step-0 no Abaqus com  $\mu = 0.4$**

É de salientar que o sistema de eixos é diferente em cada *software*, sendo necessário ter isto em conta quando é feita a interpretação dos resultados. Em todas as simulações tem-se a seguinte equivalência de eixos:

Eixos Moldflow	Eixos Abaqus
X	X (1)
Y	-Z (3)
Z	Y (2)

**Tabela 3.2 - Equivalência de direções entre Moldflow e Abaqus**



## 4 ADVANCED MATERIAL EXCHANGE - HELIUS PFA

---

O Helius PFA é um *software* computacional que permite a transposição dos resultados provenientes da análise de injeção relevantes para um *software* de análise estrutural, cumprindo o principal objetivo desta ligação que é conseguir contabilizar a influência da orientação das fibras de reforço e propriedades anisotrópicas dos materiais compósitos, além de transpor as tensões residuais resultantes da injeção. O Advanced Material Exchange (AME) é a ferramenta do Helius PFA que possibilita o mapeamento destes resultados mencionados entre as malhas de injeção e estrutural. Desta forma é possível obter uma análise estrutural muito mais rigorosa e fiável, tendo sempre em conta as simplificações impostas pelo programa.

### 4.1 MODELO MULTIESCALA

A anisotropia provocada pela orientação das fibras de reforço curtas promove uma grande variação no nível de plasticidade verificado quando ocorre a fratura do material. Sendo as fibras curtas, estas muitas vezes não rompem no instante em que a matriz rompe. Tendo isto em conta, o modelo multiescala utilizado pelo AME considera as seguintes condições e assunções [14]:

- As fibras de reforço não apresentam qualquer comportamento no regime plástico ou de fratura, tendo apenas comportamento linear elástico;
- A matriz apresenta comportamentos no regime plástico e de fratura;
- A plasticidade e fratura da matriz do modelo devem considerar qualquer separação que ocorra no material real entre a matriz e as fibras;
- Qualquer não-linearidade apresentada pelo material compósito é devida às não-linearidades (plasticidade e fratura) na matriz do material;
- A plasticidade e fratura da matriz do material é derivada da tensão na matriz e não da tensão homogeneizada no material compósito;
- As respostas da matriz do material à plasticidade e fratura são altamente dependentes do grau de alinhamento das fibras de reforço;
- O aumento do nível de alinhamento das fibras provoca uma forte dependência das respostas à plasticidade e fratura da matriz à direção relativa do carregamento face à direção do alinhamento das fibras;

A deformação prevista de uma peça com um material compósito reforçado com fibras no decorrer de uma análise estrutural onde a peça está a ser solicitada por um carregamento é baseada na rigidez do material compósito homogeneizado. Porém, de forma a prever a plasticidade e fratura da matriz do

material, é necessário que o Heliuss PFA proceda à decomposição da extensão do compósito homogeneizado em extensão média na matriz do material constituinte. Desta forma é necessário que o modelo multiescala consiga não só homogeneizar a resposta ao carregamento relativamente às tensões, extensões e rigidez no compósito como também decompor a extensão do compósito em extensão média na matriz.

## 4.2 HOMOGENEIZAÇÃO DO MATERIAL

De forma a que o *software* de simulação estrutural consiga simular o comportamento do compósito reforçado com fibras, e tendo em conta a incapacidade destes *softwares* considerarem o comportamento ao carregamento por parte de um material com as propriedades da matriz e fibras separadas, é necessário recorrer a um método que construa um material homogeneizado, ou seja, não possui diferenciação entre fibras e matriz, mas que tenha um comportamento equivalente ao material compósito reforçado em causa. A metodologia de homogeneização proporcionada pelo Heliuss PFA encontra-se apresentada na Figura 4.1. [15]

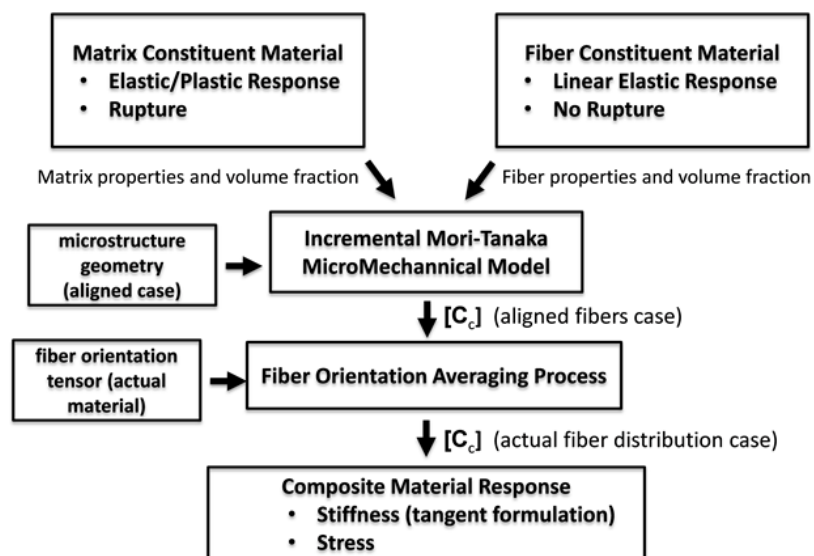


Figura 4.1 - Diagrama representante do processo de homogeneização no Heliuss PFA [15]

Tal como é possível observar na Figura 4.1, as propriedades constituintes da matriz e das fibras são introduzidas no critério micromecânico incremental de Mori-Tanaka que consegue acomodar as propriedades da matriz com carácter evolutivo. Este critério micromecânico produz as propriedades homogeneizadas do compósito idealizado com alinhamento perfeito das fibras. Estas propriedades são por sua vez operadas pelo tensor de orientação das fibras, produzindo as propriedades homogeneizadas do material real com as fibras já orientadas.

### 4.3 PROCESSO DE DECOMPOSIÇÃO

De forma a simular o comportamento no material em fratura é necessário decompor a extensão do material homogeneizado em extensão média da matriz, estando este processo representado na Figura 4.2 [16]. Invertendo o processo de homogeneização, o processo de decomposição inicia-se pegando nos valores de extensão obtidos durante o incremento da análise estrutural. Posteriormente utiliza o critério micromecânico incremental Mori-Tanaka, as propriedades constituintes instantâneas e o tensor de orientação das fibras de forma a decompor esse incremento e calcular a extensão média na matriz que é usada para guiar o critério de plasticidade e fratura da matriz de forma a prever a evolução do seu comportamento. O ciclo homogeneização – decomposição repete-se até ao fim da análise.

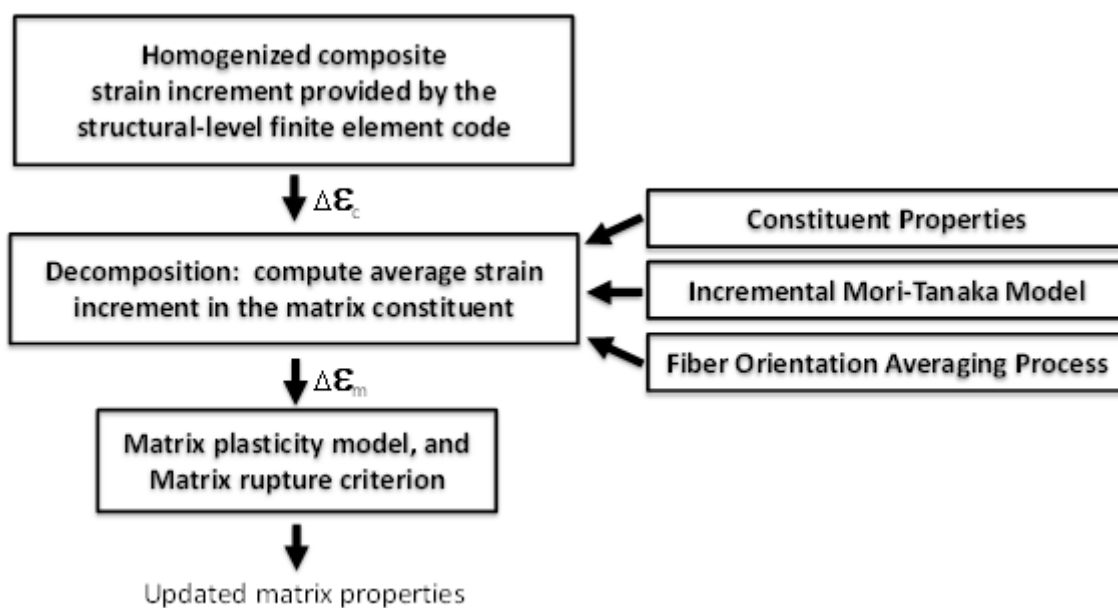


Figura 4.2 - Diagrama representante do processo de decomposição no Helius PFA [16]

#### 4.3.1 Critério de Mori-Tanaka

A aplicação do critério de Mori-Tanaka por parte do Helius PFA permite a realização do ciclo homogeneização – decomposição de forma a prever as propriedades do material homogeneizado que será exportado para a análise estrutural correspondente ao material real. Trata-se de um critério que tem vindo a evoluir desde a sua criação de forma a ser válido para o maior número de materiais e características possível. O critério utilizado no Helius PFA constitui uma versão melhorada do critério Eshelby-Mori-Tanaka (EMT) [17], sendo este por sua vez uma versão avançada do critério Mori-Tanaka original [18], onde o melhoramento refere-se à precisão de resultados para materiais com alta taxa de concentração de fibra (>30% do volume), sendo que no problema em causa verificam-se concentrações de 40% (PP GF40).

A teoria de Eshelby considera um corpo infinito como representação da matriz e uma inclusão elipsoidal como representação das fibras. No critério EMT, este corpo e respetiva inclusão são

substituídos por um corpo homogêneo do mesmo material que o da matriz, estando ambos sujeitos à mesma extensão  $\varepsilon_0$ . De forma a prestar equivalência entre ambas as situações, é introduzido um termo referente à extensão residual  $\varepsilon^*$  necessário de forma a ser relacionado com a extensão das perturbações provocadas pela presença da inclusão,  $\varepsilon^{pt}$ , da seguinte forma

$$\varepsilon^{pt} = S\varepsilon^* \quad (4.1)$$

onde S é o tensor Eshelby que depende da razão de aspeto das inclusões e das propriedades elásticas da matriz. A expressão das tensões na inclusão é dada por:

$$\sigma_f = C_f(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon} + \varepsilon^{pt}) = C_m(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon} + \varepsilon^{pt} - \varepsilon^*) \quad (4.2)$$

com  $C_f$  e  $C_m$  respetivos aos tensores de rigidez das fibras e da matriz, e  $\bar{\varepsilon}$  é a extensão na matriz.

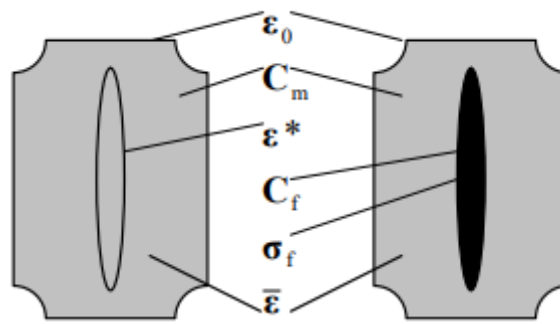


Figura 4.3 - Método da inclusão equivalente de Eshelby [17]

Devido à elevada taxa de concentração de fibra, é necessário que o tensor de concentração seja calculado de forma a incorporar as interações entre fibras. Em situações onde isto se verifica, não se considera a envolvimento por parte das fibras por uma matriz material, mas sim por um meio compósito. A ideia é assim definir um meio compósito isotrópico equivalente que envolva a fibra, tendo este meio uma fração volumétrica de fibra  $f'$  entre 0 e 1. Caso  $f' = 0$ , recorre-se à versão original do critério EMT, caso contrário considera-se a versão melhorada.

Pegando na expressão (4.2), através da expressão (4.1) e desprezando a tensão de perturbação, a solução proposta pelo critério melhorado EMT para compósitos de elevada concentração é a seguinte:

$$C = C_f + f(C_f - C_m)A^* \quad (4.3)$$

onde C corresponde à matriz de rigidez do compósito homogeneizado e  $A^*$  corresponde ao tensor de concentração de extensões do meio compósito equivalente, sendo este parâmetro dado pela seguinte expressão:

$$A^* = T^*[(1 - f)I + fT^*]^{-1} \quad (4.4)$$

com  $T^*$  correspondente a:

$$T^* = [I + S_{eq}C_{eq}^{-1}(C_f - C_{eq})]^{-1} \quad (4.5)$$

sendo  $C_{eq}$  e  $S_{eq}$  a rigidez e o tensor de Eshelby do meio compósito envolvente, respectivamente. Neste critério, o caso  $f = 1/2$  define um meio compósito isotrópico, estando as fibras distribuídas de forma completamente aleatória, conferindo isotropia global ao material.

#### 4.4 MODELO DE PLASTICIDADE

O Helius PFA utiliza o modelo de comportamento mecânico de Ramberg-Osgood [19] modificado para obter a resposta da matriz constituinte do material, com capacidade de prever a resposta plástica sensível à direção do carregamento efetuado relativamente à orientação das fibras. A tensão de cedência efetiva da matriz do material  $\sigma_Y^h$  é dada pela seguinte expressão:

$$\sigma_Y^h(\varepsilon_{ef}^p) = E \frac{1}{n} \cdot \sigma_0 \frac{n-1}{n} \cdot \varepsilon_{p,ef} \frac{1}{n} \quad (4.6)$$

onde  $\sigma_0$  e  $n$  são parâmetros típicos do material utilizados pelo modelo de Ramberg-Osgood em regime isotrópico e  $\varepsilon_{p,ef}$  é a extensão plástica efetiva da matriz. Quando a tensão efetiva na matriz,  $\sigma_{ef}$ , equivale com a tensão de cedência efetiva da matriz, a função de cedência é satisfeita e o material entra em plasticidade:

$$f(\varepsilon_{p,ef}) = \sigma_{ef}(\varepsilon_{p,ef}) - \sigma_Y^h(\varepsilon_{p,ef}) = 0 \quad (4.7)$$

Para materiais isotrópicos, a tensão efetiva é representada pela tensão de von Mises segundo a seguinte expressão:

$$\sigma_{ef} \equiv \sqrt{\frac{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6[(\sigma_{12})^2 + (\sigma_{23})^2 + (\sigma_{31})^2]}{2}} \quad (4.8)$$

com as componentes das tensões a configurarem a tensão média na matriz. As tensões efetivas, de forma semelhante ao que se verifica com a tensão de cedência efetiva da matriz, também são função da extensão plástica efetiva sendo necessário calcular o módulo tangencial instantâneo  $E_{tan}$  da matriz para obter os componentes da tensão, representando o declive da curva tensão-extensão em cada instante. Este módulo é dado por

$$E_{tan} = \frac{EH}{E + H} \quad (4.9)$$

onde H representa o módulo plástico, sendo este por sua vez

$$H = \frac{E^{\frac{1}{n}} \cdot \sigma_0^{\frac{n-1}{n}} \cdot \varepsilon_{p.ef}^{\frac{1}{n}}}{n} \quad (4.10)$$

A determinação da evolução em regime plástico que ocorre no decorrer de um incremento de extensão imposto reduz-se a encontrar o valor de  $\varepsilon_{p.ef}$  que permita que o material permaneça na superfície de cedência. Isto é conseguido resolvendo iterativamente a equação (4.7) para  $\varepsilon_{p.ef}$ .

O modelo de Ramberg-Osgood descrito até agora apenas prevê a resposta à plasticidade para materiais isotrópicos. De forma a acomodar as propriedades anisotrópicas proporcionadas pela presença de fibras de reforço curtas, a tensão efetiva poderá ser obtida modificando a tensão efectiva do critério de von Mises (4.8) do seguinte modo:

$$\sigma_{ef} \equiv \sqrt{\frac{(\alpha\sigma_{11} - \beta\sigma_{22})^2 + (\beta\sigma_{22} - \beta\sigma_{33})^2 + (\beta\sigma_{33} - \alpha\sigma_{11})^2 + 6[(\sigma_{12})^2 + (\sigma_{23})^2 + (\sigma_{31})^2]}{2}} \quad (4.11)$$

com  $\alpha$  e  $\beta$  respetivos a coeficientes de ponderação usados para diferenciar a influência dos componentes da tensão na direção média das fibras relativamente aos componentes da tensão que são normais à direção média da fibra. Neste caso, os parâmetros de plasticidade que definem a resposta do material são  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\sigma_0$  e  $n$ .

Num incremento dominado por tensões de tração, consideram-se as versões dos parâmetros em regime de tração:  $\alpha^+$ ,  $\beta^+$ ,  $\sigma_0^+$  e  $n^+$ , ao passo que em domínios de tensões à compressão utilizam-se as variantes em regime de compressão:  $\alpha^-$ ,  $\beta^-$ ,  $\sigma_0^-$  e  $n^-$ . Independentemente do estado de tensão dominante no incremento, o procedimento de cálculo de  $\varepsilon_{p.ef}$  é o mesmo.

Deve-se ter em conta que o material só demonstra anisotropia quando o grau de alinhamento das fibras é relativamente alto. Caso tal não se verifique, a plasticidade retoma resposta isotrópica. De forma a contabilizar este pormenor, considerando que o grau de alinhamento das fibras varia ao longo da peça,  $\alpha$  e  $\beta$  não podem ser constantes mas sim funções do grau do alinhamento. Neste critério,  $\alpha$  e  $\beta$  são funções lineares do grau do alinhamento das fibras, sendo este quantificado pelo maior valor próprio do tensor de orientação das fibras  $\lambda_I$ . Mediante isto,  $\alpha(\lambda_I)$  e  $\beta(\lambda_I)$  são dados por:

$$\alpha(\lambda_I) = \theta + \frac{\alpha_m - \theta}{\lambda_{m,I} - \frac{1}{2}} \left( \lambda_I - \frac{1}{2} \right) \quad (4.12)$$

$$\beta(\lambda_I) = \theta + \frac{\beta_m - \theta}{\lambda_{m,I} - \frac{1}{2}} \left( \lambda_I - \frac{1}{2} \right) \quad (4.13)$$

sendo que  $\alpha_m$  e  $\beta_m$  correspondem, respectivamente, aos valores de  $\alpha$  e  $\beta$  otimizados para um material que verifique alto grau de alinhamento, tendo  $\lambda_{m,l}$  como o maior valor próprio de orientação das fibras, sendo que quando é atingido um regime de total aleatoriedade,  $\alpha$  e  $\beta$  deverão convergir para um valor correspondente a  $\theta$ . Relativamente ao valor próprio  $\lambda_l$ , este assume o valor 1 quando o material é perfeitamente alinhado, enquanto que caso a orientação do material seja completamente aleatória a nível tridimensional (3D), assumirá o valor 1/3 (à margem do que já foi discutido relativamente à orientação das fibras no Capítulo 3).

No entanto, é de extrema improbabilidade obter uma distribuição completamente aleatória a nível tridimensional quando se trata da injeção de peças com parede fina, sendo mais provável que esta distribuição seja aleatória na direção perpendicular à espessura, constituindo assim distribuição aleatória bidimensional (2D), onde  $\lambda_l$  assume o valor de 1/2. O coeficiente  $(\lambda_l - \frac{1}{2})$  surge nas equações (4.12) e (4.13) de forma a considerar esse plano mais comum de isotropia, pois desta forma quando  $\lambda_l = \frac{1}{2}$ ,  $\alpha$  e  $\beta$  convergem para o mesmo valor  $\theta$  resultando no material ser considerado isotrópico.

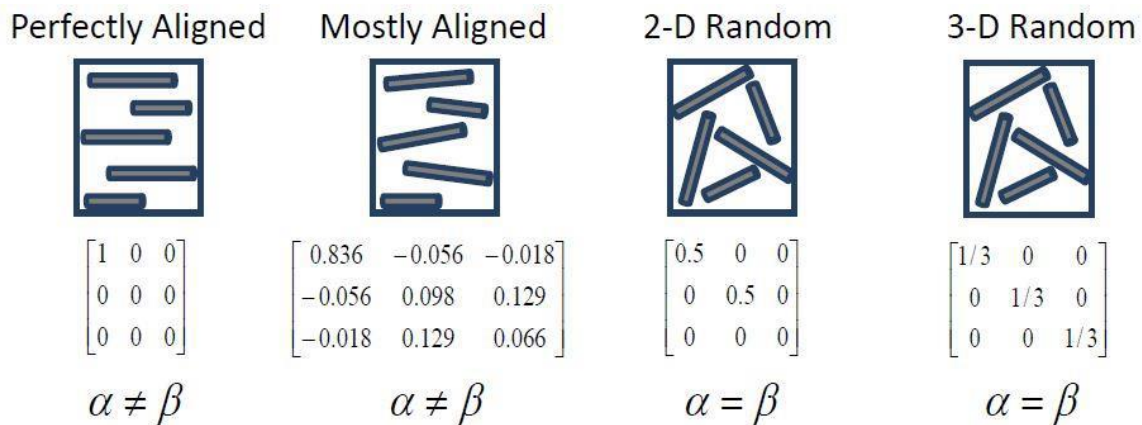


Figura 4.4 – Distribuição da orientação das fibras e respetivos tensores mediante a relação entre  $\alpha$  e  $\beta$  [20]

## 4.5 CRITÉRIO DE FRATURA

Tendo em consideração o modelo de plasticidade utilizado, é necessário definir critérios de fratura que identifiquem a falha do compósito reforçado com fibras. O AME tem disponíveis três critérios de fratura diferentes [21]:

- 1) **Tensão polinomial:** Constitui o critério predefinido utilizado pelo AME. Assume que o critério de fratura da matriz é uma função quadrática dos componentes da tensão média na matriz, sendo essa função a seguinte:

$$A_{11}^m (\sigma_{11}^m)^2 + A_{22}^m (\sigma_{22}^m)^2 + A_{33}^m (\sigma_{33}^m)^2 + A_{12}^m (\sigma_{12}^m)^2 + A_{23}^m (\sigma_{23}^m)^2 + A_{13}^m (\sigma_{13}^m)^2 \geq 1 \quad (4.14)$$

onde  $A_i$  ( $i = 11, \dots, 23$ ) são coeficientes ajustáveis da matriz do critério de fratura determinados a partir das curvas do material em regime de tensão nas direções  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$  respetivos, sendo o ponto de partida o valor máximo de extensão no regime de fratura para cada caso.

- 2) **MCT**: Assim como no critério anterior, o critério de fratura da matriz é dado pela seguinte função quadrática dos componentes da tensão média na matriz:

$$\pm A_1^m (I_1^m)^2 \pm A_2^m (I_2^m)^2 + A_4^m I_4^m \geq 1 \quad (4.15)$$

onde  $I_j^m$  ( $j = 1, 2, 4$ ) são invariantes isotrópicos do estado de tensão médio da matriz, com

$$I_1^m = \sigma_{11}^m \quad (4.16)$$

$$I_2^m = \sigma_{22}^m + \sigma_{33}^m \quad (4.17)$$

$$I_4^m = (\sigma_{12}^m)^2 + (\sigma_{13}^m)^2 \quad (4.18)$$

Neste método  $A_i^m$  ( $i = 1, 2, 4$ ) é calculado iterativamente através de sistemas de equações que partem de uma estimativa inicial até obter um grande número de valores para estes coeficientes que se encontrem numa gama de valores aceitáveis, sendo esta gama  $A_i^m \pm |A_i^m|$ .

De seguida percorre-se cada conjunto aleatório e realiza-se a média da orientação das fibras nos três coeficientes de falha para cada camada. é calculado o erro produzido em relação à falha da primeira camada como FI - 1, onde FI é o índice de falha. Este cálculo de erro é executado para cada uma das três curvas. Finalmente, o erro total é calculado como a soma de cada cálculo do erro individual, sendo escolhido um conjunto aleatório de coeficientes de falha que minimiza o erro.

- 3) **Tensão máxima efetiva**: É assumido que a expressão utilizada para a tensão (4.11) é suficiente para definir a dependência direcional do material tanto para a evolução a nível plástico como para a previsão da fratura da matriz. Desta forma é considerado que a determinação do critério de fratura da matriz requer apenas que se estabeleça um limite superior no valor da tensão efetiva  $S_{ef}$  medida. Este critério de fratura é expresso como:

$$S_{ef} \leq \sqrt{\frac{(\alpha\sigma_{11} - \beta\sigma_{22})^2 + (\beta\sigma_{22} - \beta\sigma_{33})^2 + (\beta\sigma_{33} - \alpha\sigma_{11})^2 + 6[(\sigma_{12})^2 + (\sigma_{23})^2 + (\sigma_{31})^2]}{2}} \quad (4.19)$$

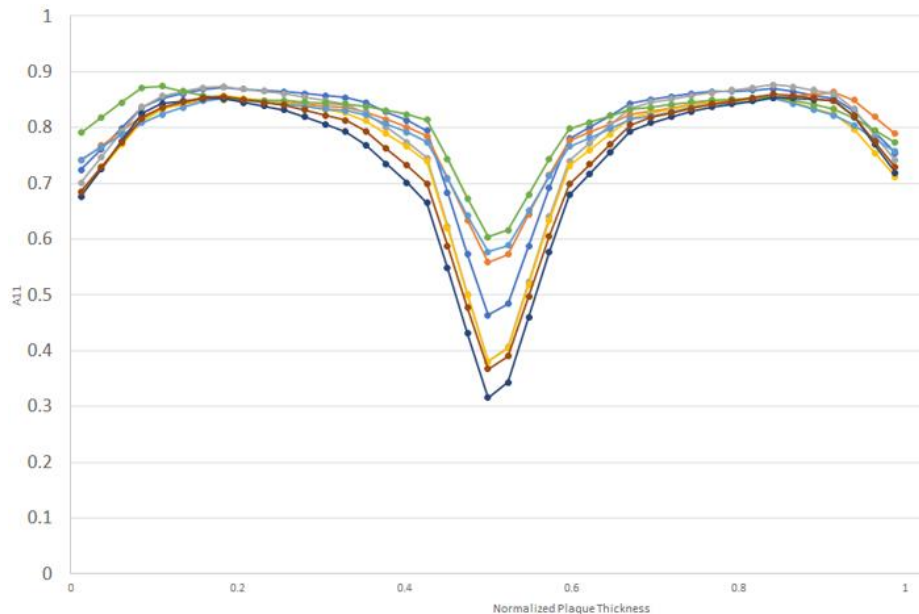
onde é entendido que os componentes relativos à tensão representam a tensão média na matriz.

## 4.6 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL

O AME dispõe de duas abordagens à caracterização do material, as abordagens *single-layer* e *multi-layer*, sendo esta última a abordagem predefinida usada pelo AME [22]. Cada abordagem pode ser usada para determinar coeficientes elásticos, plásticos e de fratura.



Enquanto que na abordagem *single-layer* assume-se um valor constante para o tensor de orientação das fibras ao longo da espessura do material, a abordagem *multi-layer* já permite ter em consideração a variação desse tensor ao longo da espessura, tal como pode ser observado na Figura 4.5.



**Figura 4.5 – Variação do tensor de orientação das fibras ao longo da espessura do material [22]**

A abordagem *multi-layer* é construída com base na *Classic Lamination Theory* (CLT) [23]. Nesta abordagem consideram-se doze camadas através da espessura do material (ou seis camadas num modelo de meia simetria) onde cada camada possui um tensor de orientação das fibras exclusivo, permitindo obter uma representação mais realista da distribuição das fibras ao longo da espessura.

Baseado no critério de difusão rotacional do Moldflow, existe uma forte correlação entre as previsões do tensor de orientação das fibras e a fração de volume das fibras do material [23]. Dada esta dependência, a fração de volume de fibra é utilizada num ajuste polinomial de forma a gerar as orientações de espessura totais para cada camada. Em primeiro lugar é determinado o tensor de orientação das fibras na camada superficial, seguido pelo tensor de orientação das fibras na camada central, sendo finalmente determinados os tensores de orientação das fibras para as camadas restantes usando interpolação linear.

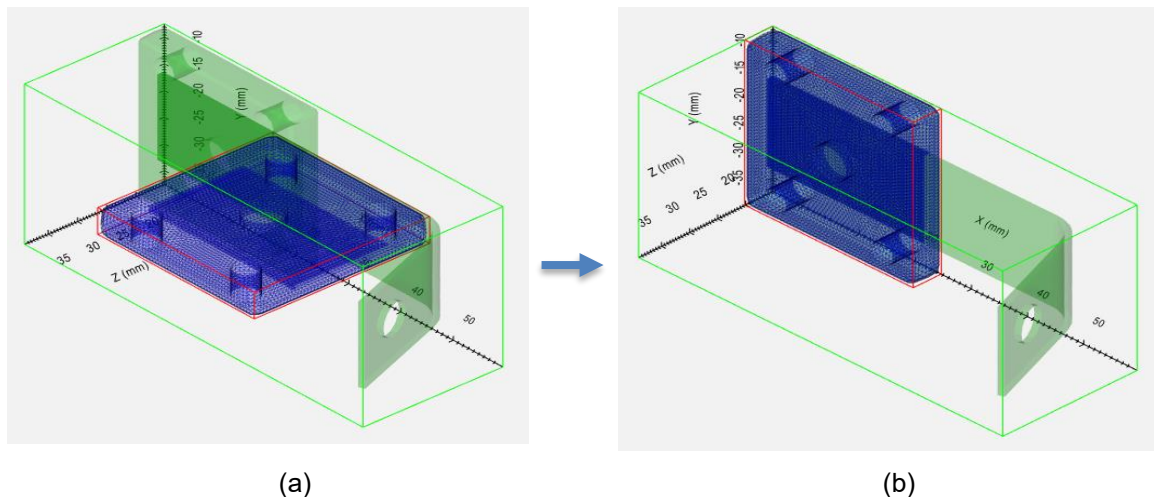
## 4.7 METODOLOGIA DE TRABALHO DO AME

O AME apresenta uma interface gráfica intuitiva e prática de se usar. Primeiramente é feita a importação dos ficheiros relativos à análise estrutural e de injeção que se pretende compatibilizar. Ao seleccionar o ficheiro relativo ao estudo do Moldflow (.sdy), é aberta uma janela onde são visionados os

componentes da peça constituídos por material polimérico (por exemplo, insertos metálicos não aparecem), reconhecendo assim que zonas da peça o AME tem capacidade de retirar propriedades.

Relativamente ao ficheiro estrutural, quando seleccionado é aberta uma janela onde se seleccionam os componentes provenientes do *software* estrutural que se pretendem importar, além do sistema de unidades que permita compatibilizar ambos os ficheiros. Efetuada a importação, os componentes importados relativos a cada *software* são apresentados com a malha respectiva e colocados lado a lado nas posições que respeitam os eixos utilizados em cada *software*, sendo necessário alinhar as peças de acordo com o que for pretendido pelo utilizador. Quer a malha quer a geometria da peça não requerem semelhança entre ambos os ficheiros importados.

Na Figura 4.6 é possível visualizar a peça estudada neste trabalho logo após a importação dos ficheiros (a) e depois de efetuado o alinhamento pretendido (b). O componente a azul refere-se ao importado a partir do ficheiro estrutural (não apresenta o inserto), sendo o componente a verde o importado do ficheiro da injeção (apresenta o inserto, mas não considera as suas propriedades).



**Figura 4.6 - Orientação das peças: (a) após importação; (b) após alinhamento**

De seguida é necessário escolher o modelo de material pretendido, sendo que o AME disponibiliza o regime linear-elástico e elasto-plástico. O primeiro retira a informação proveniente do Moldflow relativamente às propriedades elásticas do material atribuindo resposta linear ao mesmo, não apresentando grande fiabilidade especialmente na consideração da anisotropia das fibras. O último é um modelo mais completo, que permite considerar o comportamento não linear do material, sendo necessário importar as curvas do material relativas ao comportamento face a ensaios de tração e compressão (opcional) com as fibras orientadas a  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$ , estando um exemplo destas curvas apresentado na Figura 4.7. Estes dados podem ser colocados diretamente no AME, ou importados a partir de um ficheiro de Excel .csv. É necessário depois escolher as unidades para as variáveis em causa. O AME solicita dados relativos à tensão, extensão, ângulo, temperatura, humidade relativa e taxa de deformação, necessitando estes dados de ser formatados na forma correcta quando são importados.

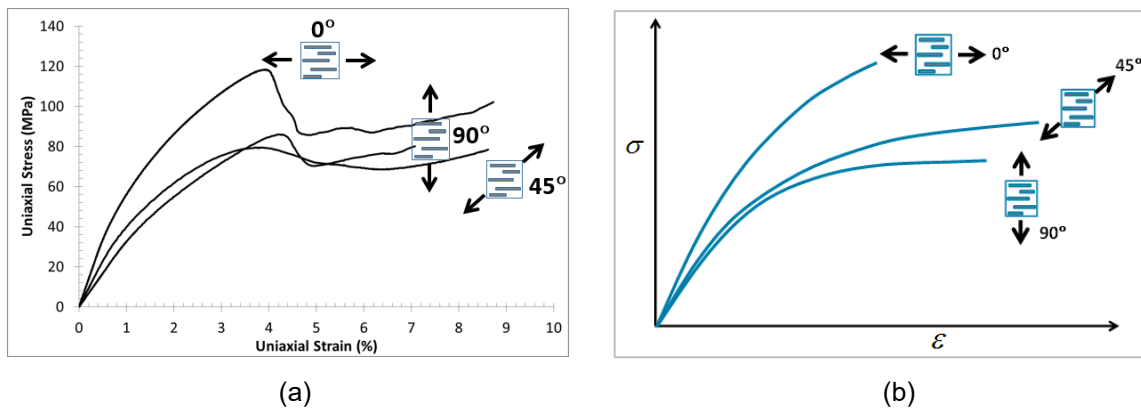


Figura 4.7 – Exemplo de curvas do material para os vários ângulos: (a) à compressão; (b) à tração [24]

É agora possível traçar as curvas do material. Caso não seja possível obter a curva relativa a 45°, o AME calcula uma fazendo um desvio relativo à curva de 90° na ordem dos 5%. Com base nos pontos fornecidos pelo utilizador o AME vai calcular a curva idealizada respetiva a cada uma das três direções. Estando criadas as curvas, é possível exportar os dados relativos a estas para um ficheiro .odb que pode ser integrado na biblioteca de materiais do Moldflow, de forma a que em qualquer ensaio onde se use esse material não será necessário voltar a introduzir as curvas no AME.

Opcionalmente, é também possível importar dados relativos às linhas de soldadura resultantes do processo de injeção, sendo que o AME solicita que o utilizador coloque um coeficiente de redução da resistência mecânica a verificar nessas zonas, sendo o valor predefinido equivalente a 0.9. Esta opção, no âmbito desta dissertação, não será utilizada.

Estando todos os dados relativos às propriedades do material inseridos, é agora possível mapear os resultados de forma a transpor a informação relativa à injeção para a malha estrutural. No entanto é possível antes disso verificar a compatibilidade entre as malhas utilizando a opção *Mapping Suitability Plot*, verificando a localização dos pontos de Gauss da malha estrutural e a compatibilização com os pontos de integração da malha de injeção. Nesta opção é possível observar quais as zonas da peça onde a qualidade do mapeamento será inferior podendo ser necessário, por exemplo, recorrer a um refinamento local de malha. É apresentada uma escala entre 0 e 1, representativo de um intervalo entre pontos de má qualidade e excelente qualidade no mapeamento, sendo apresentado um exemplo na Figura 4.8.

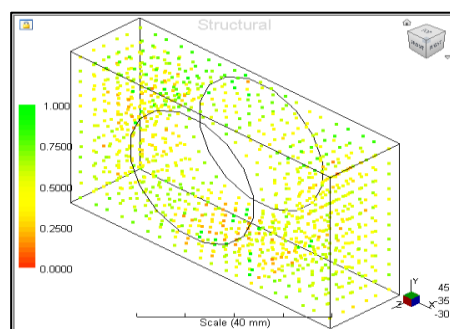
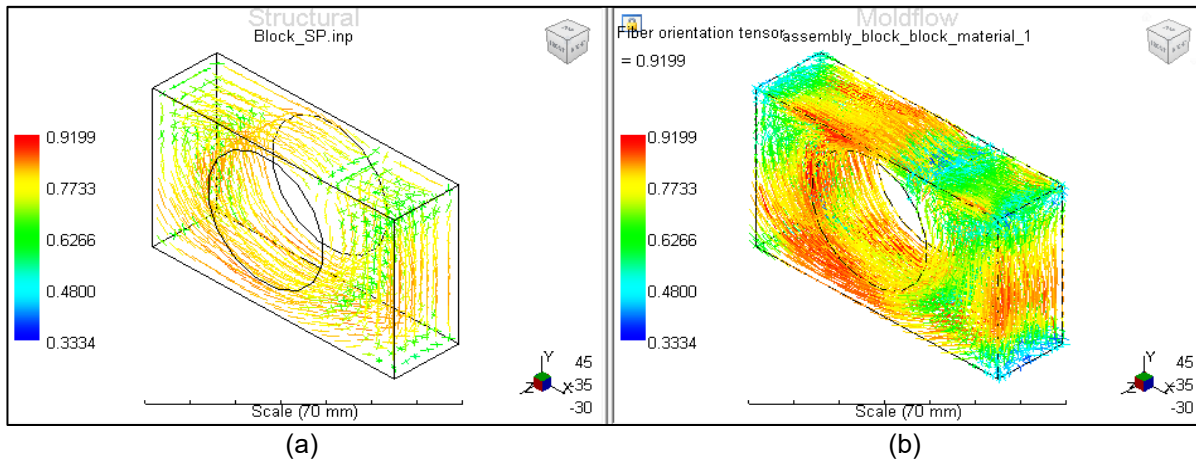


Figura 4.8 - Gráfico que avalia a qualidade do mapeamento das malhas estrutural e de injeção [40]

Com a avaliação do mapeamento feita, é agora possível mapear os resultados entre malhas, sendo este processo automático. É feita a transposição da orientação das fibras de reforço (se o material as tiver), extensões residuais e linhas de soldadura (se for acionada essa opção) para a malha estrutural, pronta para ser exportada, sendo agora possível visualizar o mapeamento das fibras (ver Figura 4.9), deformações residuais e linhas de soldadura na malha estrutural.



**Figura 4.9 - Mapeamento das fibras na malha: (a) estrutural; (b) de injeção [41]**

Finalmente é possível exportar os resultados para um conjunto de ficheiros prontos a serem utilizados pelo *software* estrutural para realizar a análise solicitada. Pode-se escolher se é pretendido exportar as deformações residuais, as linhas de soldadura, ativar os critérios de fratura e finalmente ativar a eliminação de elementos pós-fratura. Após escolhido o ambiente das curvas pretendido (relativamente às condições dos ensaios), são criados três ficheiros numa dada localização:

- Ficheiro de *input* (.inp, .dat, entre outros) – onde está inserida a informação relativa à geometria da peça, malha, carregamentos, condições de fronteira, além de todas as restantes propriedades e parâmetros previamente introduzidos no Abaqus já presentes no primeiro ficheiro de *input* importado;
- Ficheiro de interface (.sif) – onde se encontram as informações relativas às orientações mapeadas das fibras, deformações residuais e linhas de soldadura;
- Ficheiro *Helius Input File* (.hin) – controla parâmetros adicionais que sejam adequados à análise através de palavras-chave como por exemplo “CURE STRESS”, que permite ao *solver* reconhecer a inclusão das extensões residuais.

A análise pode agora ser corrida na linha de comandos do Helius PFA ou do Abaqus já com toda a informação acerca do material compósito pretendido.

## 5 METODOLOGIA UTILIZADA NO ABAQUS PARA CHEGAR AOS RESULTADOS FINAIS DA ANÁLISE ESTRUTURAL

Neste capítulo serão discutidos os procedimentos efetuados e parâmetros utilizados no Abaqus e Helius PFA de forma a conseguir obter os resultados pretendidos após realizada a análise estrutural.

Na Figura 5.1 está apresentado um diagrama que mostra, de forma sucinta, as diferentes etapas deste processo, tendo já sido introduzidas as secções relativas ao Moldflow e ao Helius PFA.

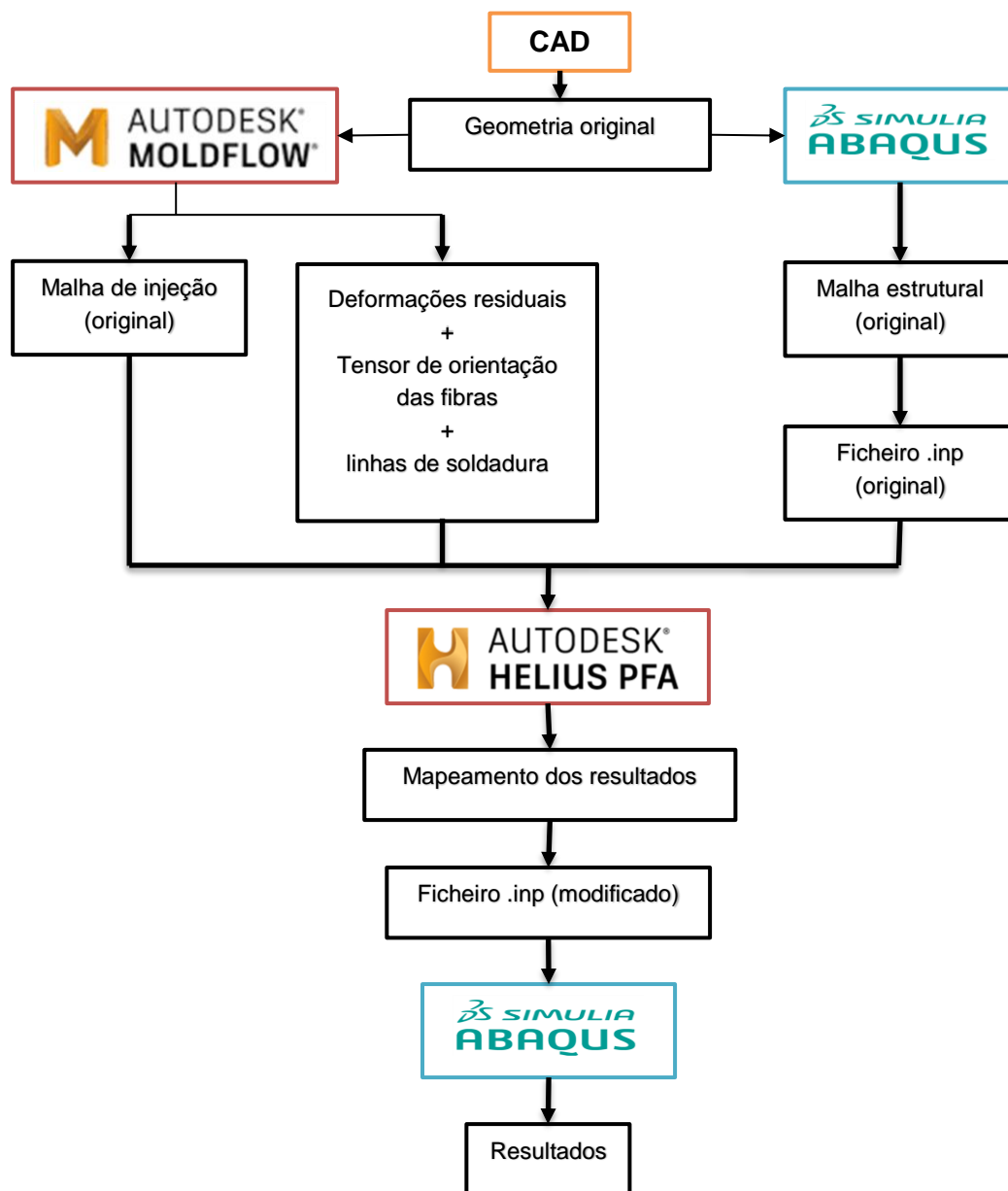


Figura 5.1 - Diagrama representativo das sucessivas etapas efetuadas desde o ficheiro CAD inicial até à obtenção dos resultados pretendidos

Como já foi mencionado anteriormente, antes de ser possível mapear as informações resultantes da análise de injeção na malha estrutural, é necessário criar os ficheiros relativos a ambas as análises que serão inseridos no AME. Relativamente à análise de injeção, este procedimento já foi descrito no Capítulo 3, tendo sido já descritas as propriedades e parâmetros utilizados de forma a obter os resultados relativos a um ensaio de sobreinjeção com inserto metálico. No final da simulação do processo de sobreinjeção no Moldflow, estão disponíveis todos os ficheiros e informações necessárias a serem importados para o Helius PFA.

## 5.1 PREPARAÇÃO DO FICHEIRO DE *INPUT* NO ABAQUS

De forma a criar o ficheiro relativo à análise estrutural a ser importado para o Helius PFA, foi utilizado o *software* Abaqus. Através do Abaqus é possível criar um ficheiro com todos os parâmetros relativos a condições de fronteira, carregamentos e propriedades a nível de interação entre componentes de uma peça, além da malha que será utilizada no decorrer da análise final.

### 5.1.1 Malha

A malha estrutural criada no Abaqus verifica diferentes propriedades e critérios de qualidade relativamente à de injeção. Enquanto de na malha de injeção possíveis refinamentos são focados em zonas onde o escoamento possa ser mais complexo, relativamente a variações de direção ou espessura, na malha estrutural prevalece o refinamento de zonas onde se verificam concentração de tensões, interfaces de contacto entre superfícies ou zonas de possível fratura. Além disso, o tipo de elemento e dimensão geral pode ser diferente, sendo usualmente utilizados elementos com dimensão superior às da malha de injeção, pois facilita a existência de dados a mapear em todos os nós da malha estrutural. Relativamente ao tipo de elemento, o Helius PFA é compatível com uma vasta gama de tipos de elementos. No entanto de forma a ser o mais compatível possível com a malha proveniente do Moldflow foram também escolhidos elementos tetraédricos, neste caso quadráticos. Os elementos tetraédricos mais usados são lineares (C3D4) ou quadráticos (C3D10), tal como é mostrado na Figura 5.2.



Figura 5.2 - Elementos tetraédricos lineares: (a) 4 nós - C3D4; (b) 10 nós - C3D10

Os elementos quadráticos apresentam nós adicionais localizados a meio de cada aresta, tornando o elemento mais deformável e os resultados mais precisos, no entanto torna as análises muito mais pesadas a nível de poder computacional além destas serem mais longas, sendo necessário encontrar um compromisso viável entre precisão e poder/tempo computacional. Os elementos lineares por sua vez são muito mais leves, mas menos precisos.

É necessário considerar a influência do tamanho dos elementos na tensão de fratura do material proveniente do Heliuss PFA, isto pois, tal como se pode verificar na Figura 5.3, quando maior o tamanho dos elementos maior será a tensão que leva à fratura do material, devido ao facto dos pontos de Gauss se encontrarem mais longe das concentrações de tensão [25].

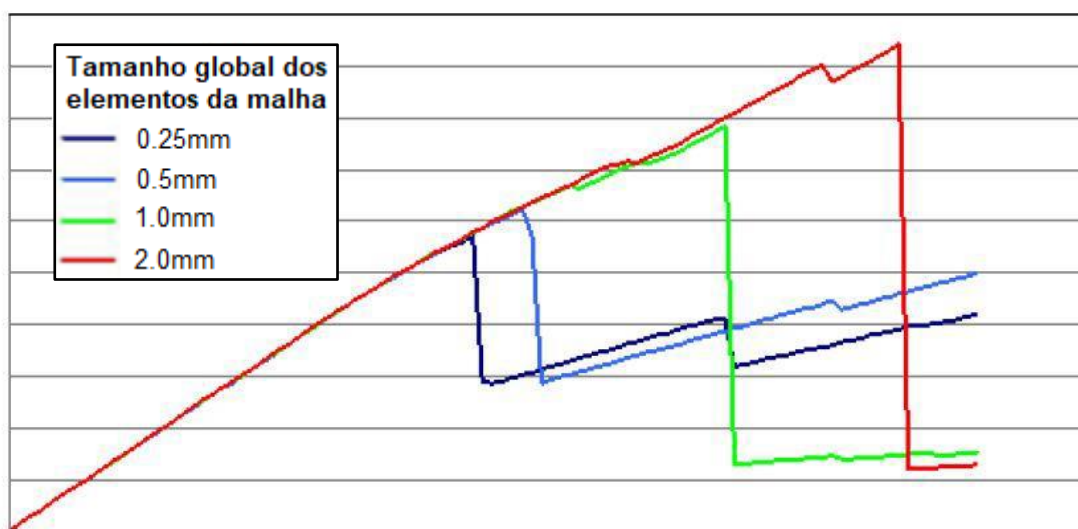


Figura 5.3 - Gráfico Tensão-Extensão para um prisma retangular, com furo no centro, sujeito a tração com a respetiva variação mediante o tamanho global dos elementos da malha [25]

Os critérios de qualidade da malha estrutural são também diferentes, sendo o mais preponderante a diferença face à malha de injeção na respetiva razão de espectro adequada, sendo este valor no Abaqus igual a 10 para malhas tridimensionais tetraédricas, tornando necessário um maior refinamento relativamente ao Moldflow.

No caso de estudo respetivo a esta dissertação, optou-se pela utilização de elementos tetraédricos quadráticos (C3D10) principalmente devido ao facto de as zonas onde se prevê que ocorra a fratura do material se localizarem em superfícies curvas, sendo os resultados mais precisos desta forma. Quanto à sua dimensão, estabeleceu-se globalmente nos 1.4mm com refinamentos locais nas interfaces de contacto e nos furos, sendo que nestas zonas o número de elementos nas arestas foi definido como igual quer no Abaqus quer no Moldflow. O tamanho global deveu-se especialmente ao peso computacional da simulação e compatibilidade entre malhas do componente polimérico com a do inserto. A malha final utilizada está apresentada na Figura 5.4.

Relativamente à razão de espectro obtida verifica-se o valor máximo de 4.7, encontrando-se no intervalo de valores pretendidos (menor que 10).

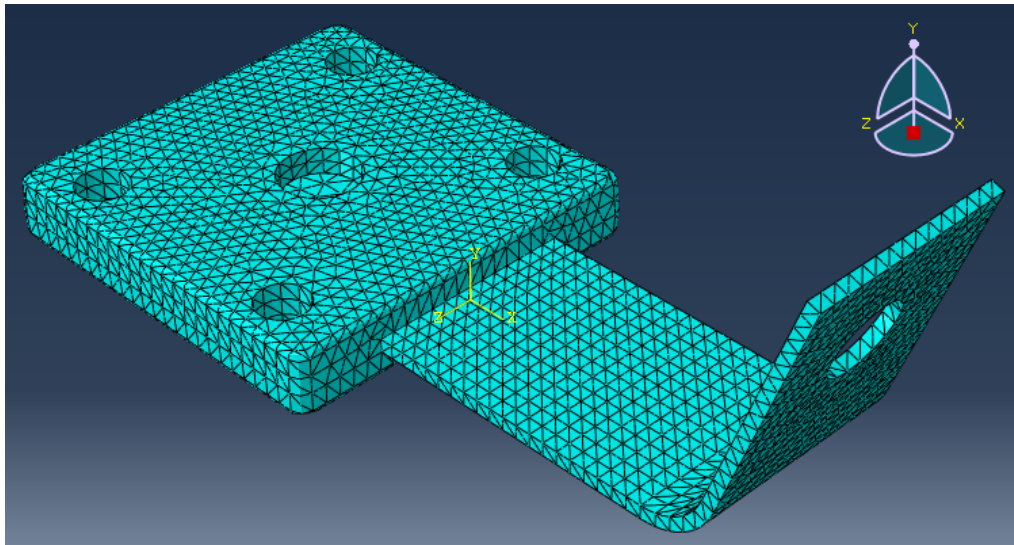


Figura 5.4 – Malha estrutural criada no Abaqus

### 5.1.2 Definição de secções e materiais

De forma a ser possível atribuir um material a cada componente constituinte de uma peça, é necessário atribuir secções que configurem características homogéneas a cada componente, pois não só o material proveniente do Helius PFA sofre homogeneização, como o inserto é metálico isotrópico.

Quanto à parte da peça constituída por material compósito, é apenas atribuída a existência de um qualquer material sem propriedades, que será posteriormente substituído pelo material proveniente do Moldflow, tal como se pode observar no seguinte excerto do ficheiro .mct resultante da análise estrutural (Figura 5.5).

```
ABAQUS Material Name:  
CA-MATERIAL-1  
MOLDFLOW Material Name:  
Borealis Europe|Fibremod GB477HP-9502
```

Figura 5.5 – Atribuição de equivalência de materiais realizada pelo Helius PFA

Já a componente relativa ao inserto metálico será composta por um material criado no Abaqus pelo utilizador, com as propriedades que se acharem pertinentes. Nesta dissertação, o inserto da peça estudada, tal como já foi referido anteriormente, é composto por um aço de alta resistência denominado HX260 LAD. As propriedades inseridas relativas ao material do inserto no Abaqus são as mesmas que as referidas na Tabela 3.1 no Capítulo 3 relativamente às propriedades utilizadas no Moldflow.



Além disso foi ainda introduzida a curva tensão-extensão efetiva do material, que representa aproximadamente o comportamento em regime de tensão do material em causa, visto não se tratar da curva deste material em concreto mas sim de um aço BH260 com propriedades muito semelhantes [26], nomeadamente as tensões nominais de cedência e máximas que se encontram nos intervalos aceitáveis para o aço HX260 [27].

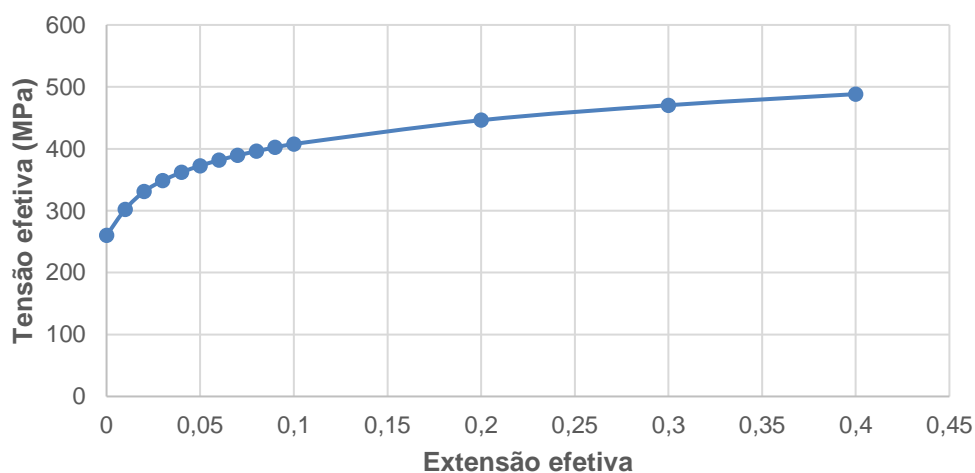
**Tabela 5.1 - Propriedades dos aços considerados para o inserto [26]**

Aço	T. cedência (MPa)	T. máxima (MPa)	Alongamento (%)	$n_{enc}$	$K_{hl}$ (MPa)
<b>BH260</b>	260	370	29-34	0.13	550
<b>HX260LAD</b>	260 - 330	350 - 430	26	-	-

sendo  $n_{enc}$  o expoente de encruamento e  $K_{hl}$  a constante do modelo de Holloman-Ludwig [18], critério esse que define a curva tensão – extensão efetiva do metal ( $\sigma_{efi}$  com  $\varepsilon_{efi}$ ) como:

$$\sigma_{efi} = K_{hl} \varepsilon_{efi}^{n_{enc}} \quad (5.1)$$

Substituindo os valores de  $n_{enc}$  e  $K_{hl}$  da tabela na equação (5.1) obtém-se o gráfico apresentado na Figura 5.6, sendo os dados relativos a este gráfico inseridos nas propriedades em regime plástico do inserto no Abaqus.



**Figura 5.6 – Curva Tensão – Extensão efetiva do material do inserto**

### 5.1.3 Definição das etapas da análise

A análise estrutural está dividida em várias etapas (*steps*), que permitem implementar procedimentos distintos em cada uma, definindo-se na própria etapa o tipo da análise pretendido (estático, dinâmico, etc). Os procedimentos adotados numa determinada etapa podem ser normalmente transpostos para as etapas seguintes, não sendo necessário criá-los novamente.

Qualquer análise é inicializada através de uma etapa inicial definida pelo próprio Abaqus. Nesta etapa é possível estabelecer por exemplo condições de fronteira ou interações entre componentes que são consideradas desde o início da análise. Qualquer etapa criada ocorrerá depois da inicial e já será totalmente personalizável.

Neste trabalho, após a etapa inicial, são criadas mais duas de forma a obter os resultados pretendidos. O primeiro é o denominado *Step-0* já descrito previamente no Capítulo 3. Do *Step-0* resulta a peça deformada mediante a informação trazida relativamente às tensões residuais resultantes da análise de injeção, sendo esta deformação correspondente aos empenos finais da peça livre no seu estado de equilíbrio. Esta etapa é pouco sensível à duração, mas para aumentar o rigor verificou-se que os valores da deformação num intervalo de 1 segundo convergem aproximadamente a 0.2 segundos, tendo sido esse o intervalo final escolhido. Relativamente aos incrementos definiu-se um incremento inicial de 0,1 segundos sendo os restantes automáticos, resultando num total de 5 incrementos.

A última etapa será a etapa denominada *Step-forças* onde serão estabelecidos os carregamentos e condições de fronteira. Assim como no *Step-0*, esta etapa é realizada no domínio estático, tendo a duração máxima de 2 segundos, com um incremento inicial de 0.01 segundos, sendo os restantes calculados pelo Abaqus, tendo como valor máximo 0.1 segundos.

Em cada etapa é possível definir os resultados pretendidos após a realização da análise e o intervalo de obtenção desses resultados. A quantidade e frequência de variáveis escolhidas afeta o peso computacional da análise, sendo importante ter noção do que realmente é relevante mediante o que se pretende.

Tendo em conta as simulações a efetuar, foi necessário modificar as variáveis dos resultados, nomeadamente as que envolvem componentes com interações de contacto ou relacionadas com as propriedades do compósito, selecionando-se parâmetros como: CSTATUS (estado do contacto em cada elemento da interface) ou CPRESS (pressão de contacto); coordenadas de pontos pretendidos através da variável COORD; ativação do parâmetro STATUS, que permite ativar a eliminação de elementos pós-fratura; e ativação dos parâmetros SDV (*solution dependable state variables*), que constituem parâmetros onde serão atribuídas variáveis relativas ao material homogeneizado proveniente do Heliux PFA, nomeadamente o indicador do estado de fratura (SDV1), tensões efetivas na matriz (SDV11) , entre outros. Estas variáveis estão diretamente dependentes da informação mapeada pelo Heliux PFA nos pontos de Gauss.

O estado de fratura constitui uma variável que é particularmente importante, pois define o instante a partir do qual o material deixa de ser fiável. A avaliação do regime de fratura é feita através da variável SDV1, que no Abaqus assume o valor de 1 quando o compósito ainda não se degradou. Este valor aumenta progressivamente à medida que a matriz se degrada até atingir o valor 2, que marca a falha da matriz. A partir daqui começa o regime onde se regista dano nas fibras, sendo que quando SDV1 é igual a 3 o material apresenta falha total, sendo eliminado o elemento caso a variável STATUS estiver ativa [29].

#### 5.1.4 Carregamentos e condições de fronteira

De forma a cumprir os objetivos propostos relativamente ao comportamento da peça mediante certos carregamentos e condições de atrito, é necessário estabelecer esses carregamentos e/ou condições de fronteira que permitam obter resultados que reflitam o impacto destes fatores.

Como já foi dito anteriormente, no *Step-0* não são estabelecidos nem carregamentos nem condições de fronteira de qualquer natureza, o que permite partilhar esta etapa entre todas as simulações que se pretendem efetuar. No *step-forças* já entram fatores que irão alterar as condições das simulações, permitindo abordar as situações como for considerado mais relevante.

Relativamente a condições de fronteira, foi apenas implementada uma de fixação à translação, ou seja, deslocamento em x ( $U_x = U1$ ), y ( $U_y = U2$ ) e z ( $U_z = U3$ ) são iguais a zero, nos 4 furos passantes da componente plástica da peça, tal como pode ser observado na Figura 5.7.

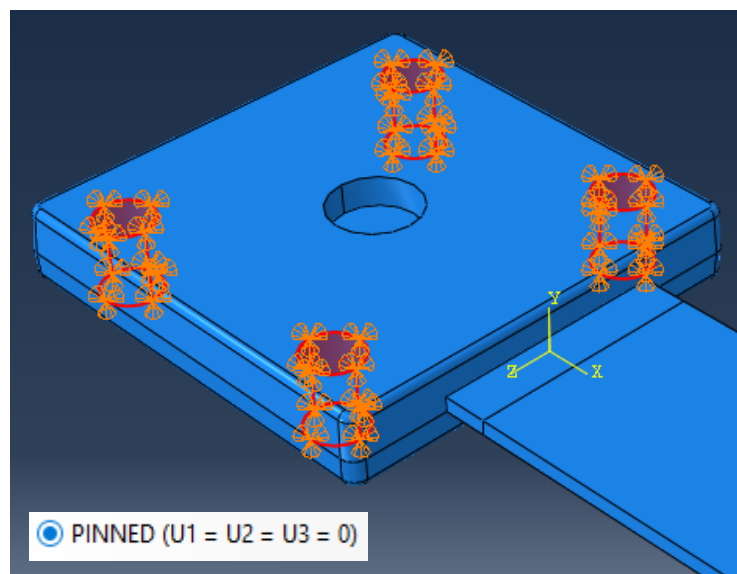
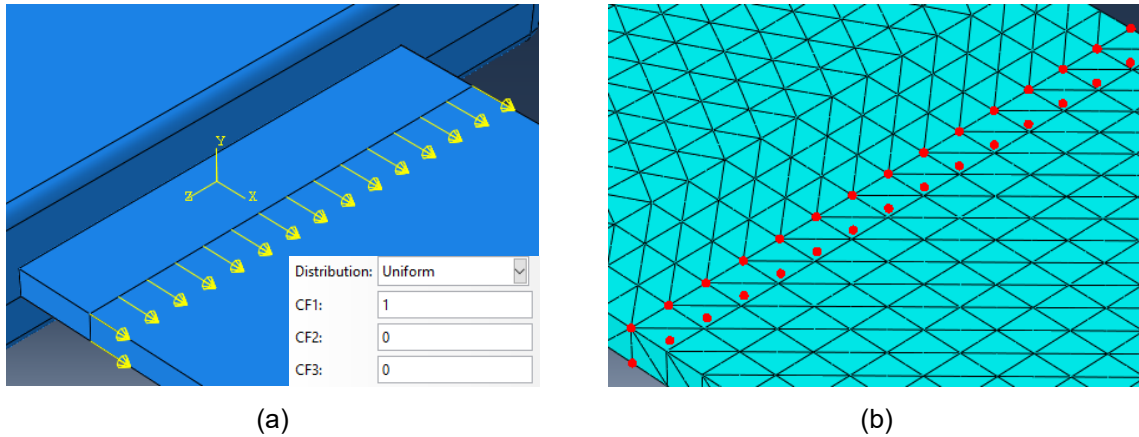


Figura 5.7 – Condições de fronteira estabelecidas

Esta condição de fronteira foi estabelecida previamente pelo fabricante da peça tendo sido implementada em todo e qualquer *Step-forças* utilizado nas variadas simulações.

Quanto aos carregamentos implementados que regeram o problema, verificam-se duas variantes de cargas distribuídas:

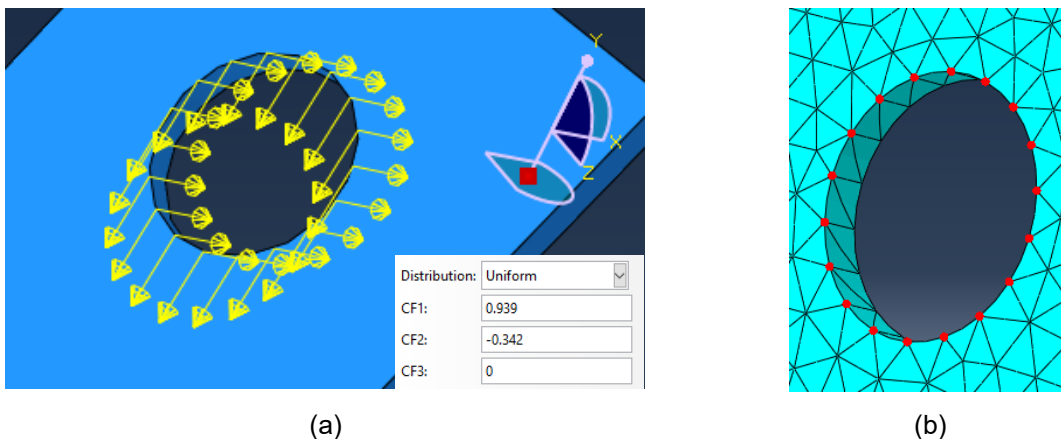
- 1) **Caso Tr:** Carregamento imposto no inserto na direção x no conjunto de 30 nós superficiais de um plano yz que intersecta o inserto metálico numa zona próxima do bocal da saliência por onde penetra o inserto, tal como pode ser observado na Figura 5.8.



**Figura 5.8 – Caso Tr: (a) Vetores de força implementados; (b) conjunto de pontos onde foi estabelecida a força**

Considerando o facto do inserto e da peça não estarem sujeitos a bloqueio mecânico, sendo a sua possível interação apenas condicionada por fenómenos de contração e atrito, de forma a avaliar a influência desse mesmo atrito considerou-se que a melhor forma de fazer essa avaliação seria implementando uma força na direção x correspondente à possível saída do inserto relativamente à sua constricção na parte plástica. Estabeleceu-se que esta força seria 0N no instante inicial do *Step-forças*, aumentando linearmente em função do tempo até atingir 600N aos 2 segundos, que corresponde ao instante final da etapa.

- 2) **Caso Nor** - Carregamento imposto na direção normal à superfície na zona do furo do inserto, imposta num conjunto de 18 nós que compõem a aresta circular de um dos lados do inserto, tal como é possível observar na Figura 5.9.



**Figura 5.9 - Caso Nor: (a) Vetores de força implementados; (b) conjunto de pontos onde foi estabelecida a força**

Esta força foi implementada de forma a simular o comportamento da peça em regime de funcionamento. Permite verificar como a peça se comporta mediante flexão, sendo possível também observar os efeitos dos fenómenos de atrito e a maneira como se conjugam com os fenómenos de

flexão. Estabeleceu-se que esta força seria 0N no instante inicial do *Step-forças*, aumentando linearmente em função do tempo até atingir 200N aos 2 segundos, que corresponde ao instante final da etapa.

Em ambas as variantes da força, a amplitude máxima foi definida de forma a permitir à peça atingir o regime de fratura. Além disso, de forma a avaliar a progressão das deformações ao longo das simulações, foram criados 6 conjuntos de nós que definem 6 planos, 3 no inserto metálico e 3 na componente polimérica da peça (denominada aqui como “artigo”), sendo no instante inicial coincidentes 2 a 2, que dividem as superfícies da ranhura em duas partes, tal como se pode observar nas Figuras 5.10 e 5.11, permitindo de uma forma geral ter melhor noção da evolução dos deslocamentos em secções críticas da peça, sendo eles os seguintes:

Nome da secção	Nós
<b>Ponta-artigo</b>	1, 2 ,3, 4, 81, 94
<b>Ponta-inserto</b>	9, 10, 11, 12, 106, 128
<b>Meio-artigo</b>	5, 6, 8, 10, 13, 14, 107
<b>Meio-inserto</b>	3, 4, 5, 6, 13, 14, 53
<b>Saída-artigo</b>	7, 9, 11, 12, 195, 221
<b>Saída-inserto</b>	7, 8, 15, 16, 75, 174

Tabela 5.2 - Identificação e numeração dos nós que constituem as várias secções da peça

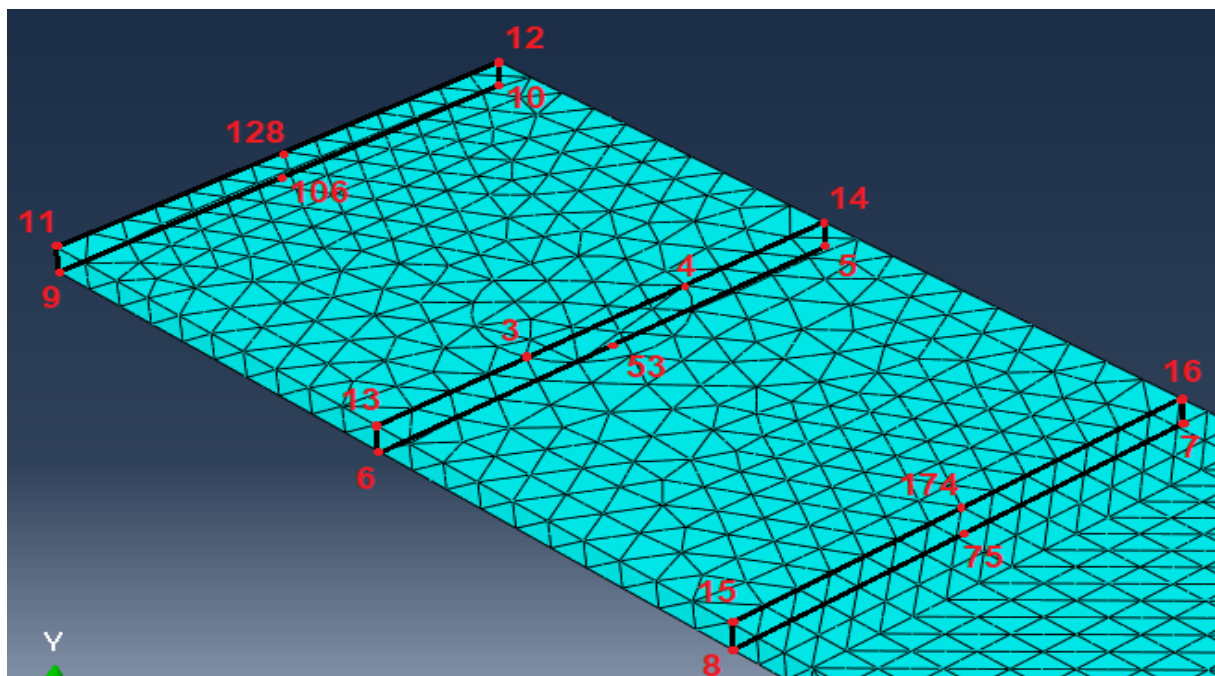


Figura 5.10 - Visualização das secções relativas ao inserto apresentadas na Tabela 5.2

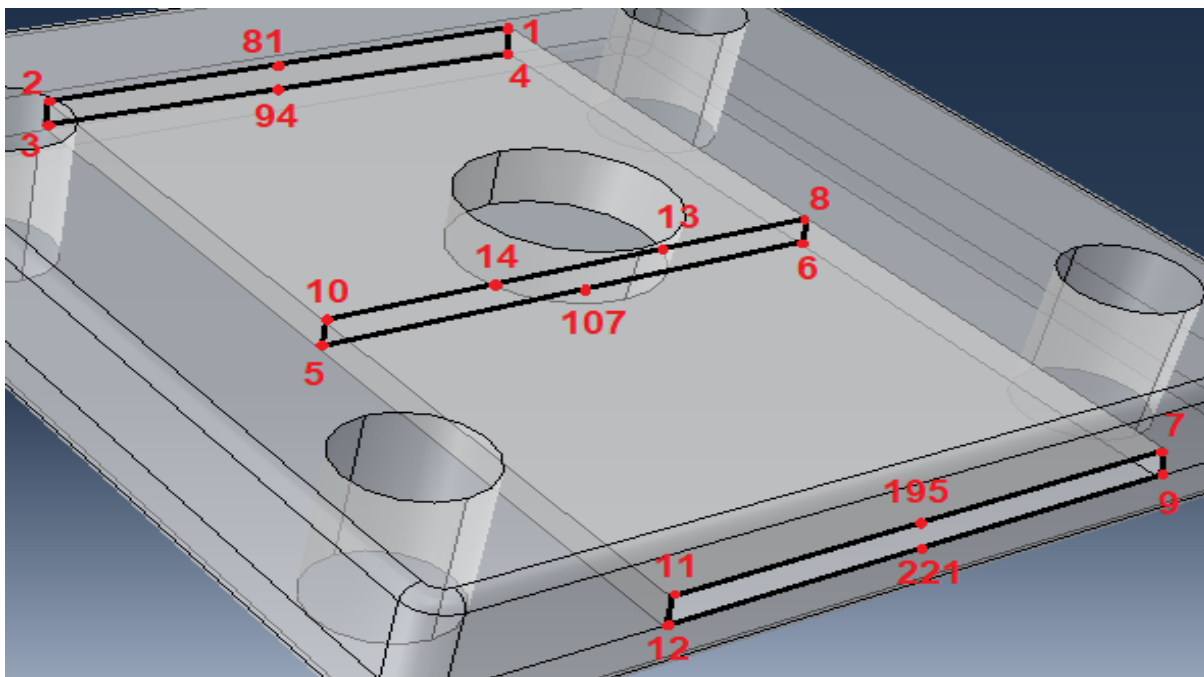


Figura 5.11 –Visualização das secções relativas à componente polimérica (“artigo”) apresentadas na Tabela 5.2

### 5.1.5 Definição das interações de contacto entre superfícies

Considerando o facto da peça ser constituída por duas componentes, uma metálica e uma polimérica, é de extrema importância estabelecer corretamente as propriedades de contacto nas interfaces correspondentes. Existem várias formas de definir contacto no Abaqus, cada uma com uma vasta gama de parâmetros personalizáveis, sendo que o tipo de geometrias em contacto é critico na escolha correcta deste tipo de interação. Na Figura 5.12 são apresentados os vários tipos de propriedades de contacto possíveis no Abaqus para o *Step* inicial.

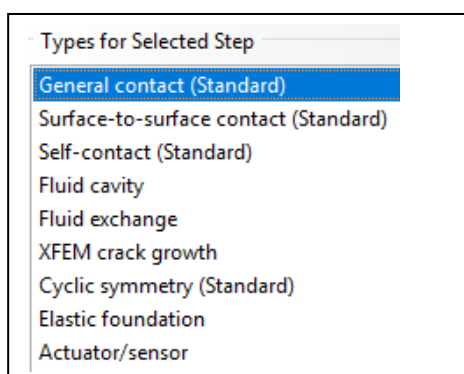
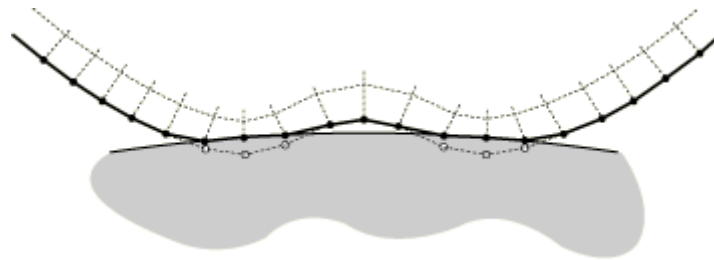


Figura 5.12 – Tipos de contacto disponíveis no Abaqus para o *Step* inicial

Em geral, a opção *general contact* revela-se como a mais adequada pois aplica-se automaticamente a todas as superfícies, prevenindo qualquer possível penetração devido à interação entre qualquer par de superfícies, estando estas inicialmente em contacto ou não. Corrige automaticamente a posição dos nós das interfaces caso estes não se encontrem nos intervalos de

tolerância de penetração admissível, tal como é possível observar na Figura 5.13, onde a disposição inicial (tracejado com pontos brancos) é corrigida para a disposição final (linha com pontos pretos). Além disso considera de imediato contacto em zonas com cantos ou faces adjacentes, podendo as propriedades ser modificadas ou removidas em determinados pares de superfícies caso assim seja pretendido. Apenas pode ser criado na etapa inicial da análise, propagando-se para as etapas posteriores.



**Figura 5.13- Correção da posição dos nós na interface de contacto [30]**

As interações de contacto superfície-superfície ou nó-superfície são suficientes para casos simples onde estão bem estabelecidas as zonas de contacto, não contendo intersecções de superfícies adjacentes ou a possibilidade da própria superfície interagir consigo mesma devido a elevadas deformações.

Estando estabelecido o critério de contacto e onde ser aplica, é necessário introduzir propriedades de permitam definir estas interações. Estão ainda disponíveis para personalizar variados tipos de parâmetros úteis para casos específicos, como definições de inicialização de contacto, propriedades atribuídas a superfícies específicas ou formulações para pares de superfícies, no entanto nenhum destes parâmetros foi modificado.

### **5.1.6 Propriedades das interações de contacto**

Após escolher a opção de contacto a utilizar, é necessário introduzir as propriedades da interação entre superfícies, estando estas disponíveis mediante regimes mecânicos, térmicos ou elétricos. Geralmente é suficiente escolher as definições referentes aos regimes mecânicos de comportamento normal e ao corte.

#### **Comportamento normal**

No regime normal define-se a possibilidade de ocorrer separação após a inicialização do contacto e intervalos admissíveis de penetração até ativar os constrangimentos de contacto. Foi escolhido o critério *hard contact* [31] que minimiza a penetração necessária até ativar os constrangimentos de contacto e não permite a transmissão de tensões de tração na interface, com definições padrão e com ativação da possibilidade de ocorrer separação.

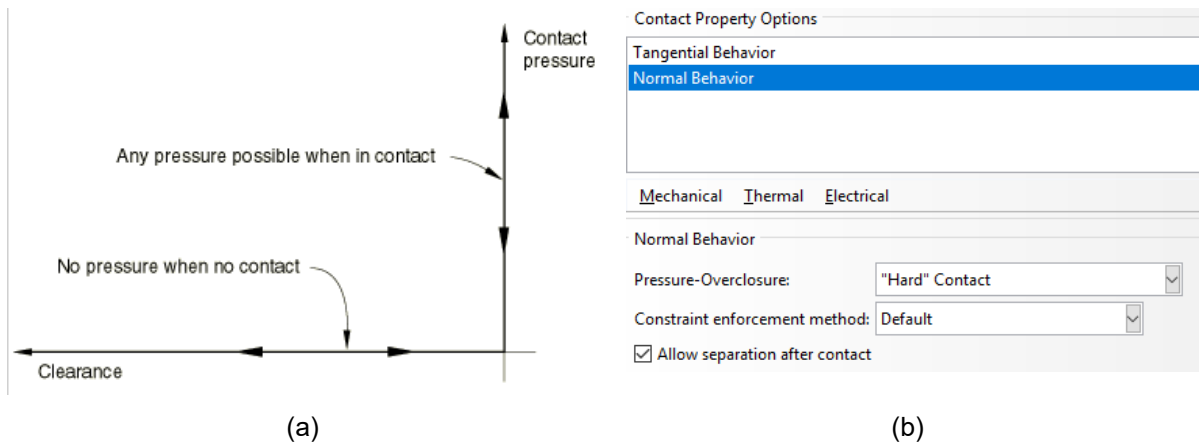


Figura 5.14 - (a) Critério de separação verificado no *hard contact* [31]; (b) Definições de comportamento normal escolhidas

### Comportamento ao corte

Quanto ao comportamento ao corte, o Abaqus rege-se por uma versão modificada da teoria clássica de Coulomb [32], pois é possível considerar anisotropia e limites adicionais às tensões de corte permitidas.

Este critério assume que nenhum movimento relativo ocorre caso a tensão de corte  $\tau_{eq}$ , for menor que a tensão de corte crítica  $\tau_{crit}$ , que é proporcional à pressão de contacto  $p$ :

$$\tau_{eq} = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \quad (5.2)$$

$$\tau_{crit} = \mu p \quad (5.3)$$

onde  $\mu$  é o coeficiente de atrito que pode ser definido como uma função da pressão de contacto, da taxa de escorregamento ou da temperatura média da superfície no ponto de contacto. No Abaqus é possível ainda definir um limite na tensão crítica:

$$\tau_{crit} = \min(\mu p, \tau_{max}) \quad (5.4)$$

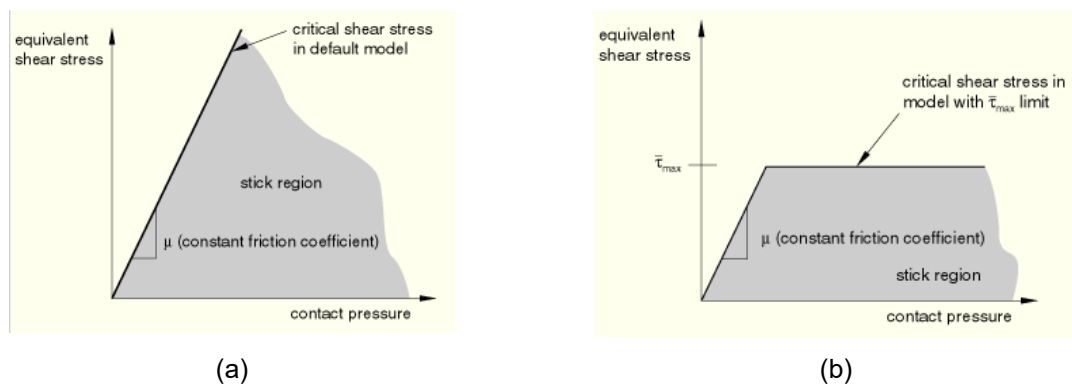
com  $\tau_{max}$  especificado pelo utilizador. Na Figura 5.15 é apresentada a diferença entre regimes de atrito com  $\tau_{max}$  não definido (a) e definido (b). Se a tensão equivalente atingir a tensão crítica ( $\tau_{eq} = \tau_{crit}$ ), pode ocorrer deslizamento. Se a fricção for isotrópica, a direção do escorregamento e a tensão de fricção coincidem, o que é expresso na forma

$$\frac{\tau_i}{\tau_{eq}} = \frac{\dot{\gamma}_i}{\dot{\gamma}_{eq}} \quad (5.5)$$

sendo  $\dot{\gamma}_i$  é a taxa de escorregamento na direção  $i$  e  $\dot{\gamma}_{eq}$  a magnitude da velocidade de escorregamento, sendo esta dada por



$$\dot{\gamma}_{eq} = \sqrt{\dot{\gamma}_1^2 + \dot{\gamma}_2^2} \quad (5.6)$$



**Figura 5.15 – Gráfico Tensão de corte equivalente – Pressão de contacto, com  $\tau_{max}$ : (a) não definido; (b) definido [32]**

Ao estabelecer este comportamento ao corte, é possível atribuir as definições de fricção utilizadas na simulação, desde a existência ou não de coeficiente de atrito; atribuição de coeficientes de atrito estático e dinâmico; variações do coeficiente de atrito mediante diversos parâmetros já mencionados, forçar uma tensão máxima de corte a partir da qual ocorre sempre escorregamento, ou definir a própria taxa de escorregamento.

Foi escolhido o critério *penalty* com propriedades isotrópicas visto que não há informação quanto à anisotropia do coeficiente de atrito. O valor deste está dependente do ensaio que se pretende realizar tendo sido variado entre 0 (equivalente ao critério *frictionless*) e 0.6. Quanto ao  $\tau_{max}$  e escorregamento elástico mantiveram-se as definições predefinidas, pois a sua variação não provocou qualquer impacto nas simulações em causa. O  $\tau_{max}$  é usualmente apenas necessário estabelecer em interações que verifiquem pressões de contacto extremamente grandes, e o escorregamento elástico, com valor predefinido de 0.005, é o valor atribuído pelo Abaqus que em geral confere um bom compromisso entre precisão e eficiência computacional.

### 5.1.7 Criação do ficheiro *input*

Estando todos os parâmetros estabelecidos, mediante as condições relatadas previamente, é então possível criar um *job* no Abaqus que permita a criação de um ficheiro *input* (.inp) que, de forma estruturada, imprime toda a informação que pode ser manualmente alterada no futuro caso seja pretendido.

## 5.2 PREPARAÇÃO DOS FICHEIROS FINAIS PROVENIENTES DO HELIUS

Estando o ficheiro *input* criado, é agora possível emparelhar com os resultados da análise de injeção no Moldflow através do Helius PFA.

### Curvas do material

Tal como foi mencionado no capítulo 4, para regimes elasto-plásticos é necessário introduzir as curvas de tensão-extensão do material com fibras alinhadas a 0°, 90° e 45° (opcional). O material compósito utilizado nesta dissertação trata-se de um PP GF40 fabricado pela Borealis Europe. Não foi possível obter as curvas de tensão-extensão deste material em concreto, nem experimentalmente nem na bibliografia, mas de forma a permitir considerar a análise com aproximação confiável até pelo facto de não ser possível comparar com resultados experimentais reais, foram utilizadas as curvas de um material igualmente PP GF40, mas de outro fabricante [33]. Apenas foram obtidas as curvas de tração, não sendo consideradas as de compressão, com as fibras orientadas a 0° e 90°. No entanto tal não constitui problema uma vez que o Helius PFA calcula uma aproximação da curva de 45° permitindo obter as três curvas necessárias para a caracterização do material.

Na Figura 5.16 é apresentado o gráfico resultante da opção *plot data* do Helius PFA, que apresenta as curvas inseridas pelo utilizador com as curvas idealizadas pelo Helius.

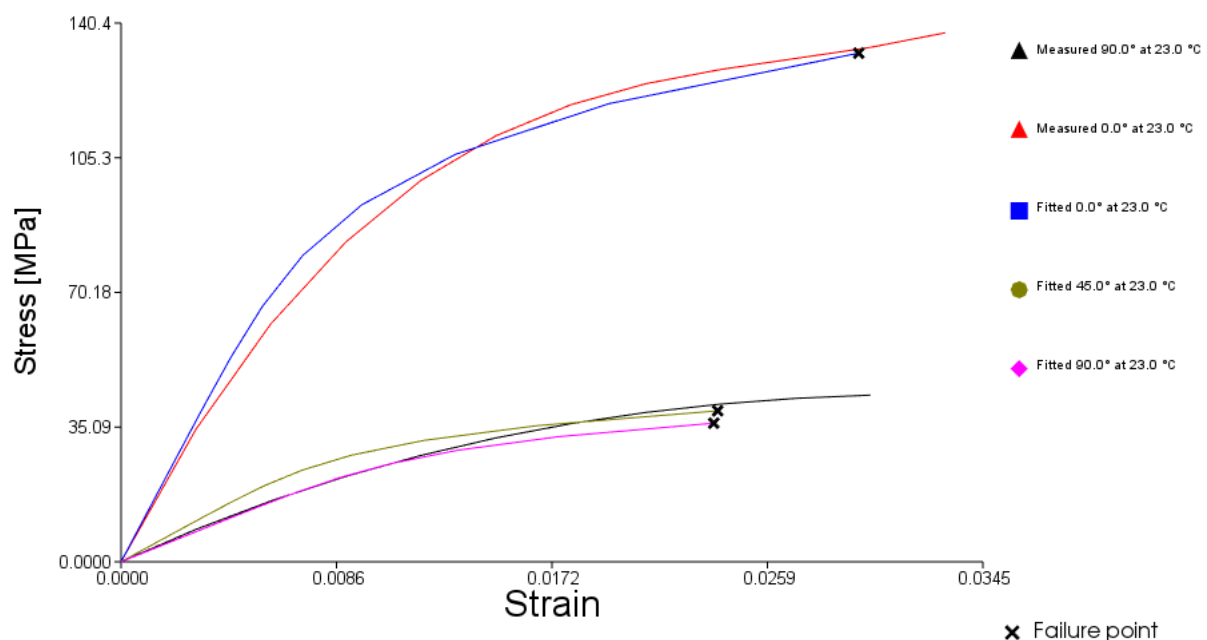


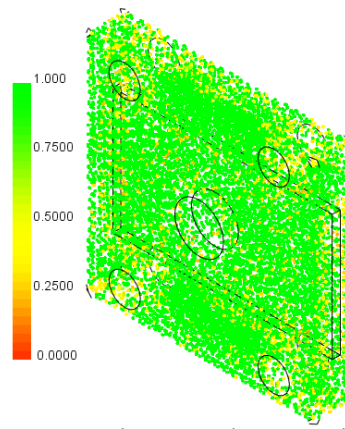
Figura 5.16 - Curvas Tensão - Extensão do material PP GF40 apresentadas no Helius PFA

Verifica-se a anisotropia do material mediante a direção da orientação das fibras, sendo a tensão de fratura máxima quando as fibras estão perfeitamente alinhadas com a direção do

escoamento (0°). As curvas idealizadas serão utilizadas para prever o comportamento do material para qualquer orientação das fibras.

### **Mapping suitability plot**

Nesta opção é possível verificar a compatibilidade entre as malhas de injeção e estrutural, estando representado para o caso de estudo desta dissertação na Figura 5.17, para ambos os sistemas de alimentação usados.



**Figura 5.17 – Gráfico que avalia a qualidade do mapeamento das malhas estrutural e de injeção para o caso de estudo**

Foi possível verificar que as zonas mais problemáticas para mapeamento se localizavam nas superfícies da ranhura onde se localiza o inserto e à volta dos furos passantes, daí o refinamento nestas zonas colocando o mesmo número de elementos nas arestas em ambas as malhas. Após refinar, perante a baixa densidade de zonas com pontos problemáticas, aceitaram-se estas malhas e resultados correspondentes.

### **Mapeamento das extensões residuais e orientação das fibras**

Estando avaliada a compatibilidade das malhas foram finalmente mapeados os resultados da simulação de injeção na malha estrutural.

Nas Figuras 5.18 e 5.19 estão apresentados o mapeamento das extensões residuais e orientação de fibras, respetivamente, para a situação correspondente ao caso *fan gate sim*.

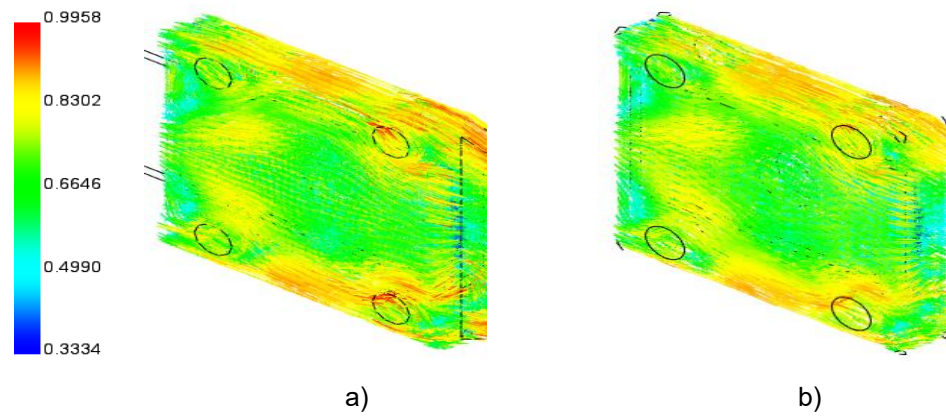


Figura 5.18 – *Fan gate sim*: Mapeamento da orientação das fibras vindas da malha de injeção (a) para a malha estrutural (b)

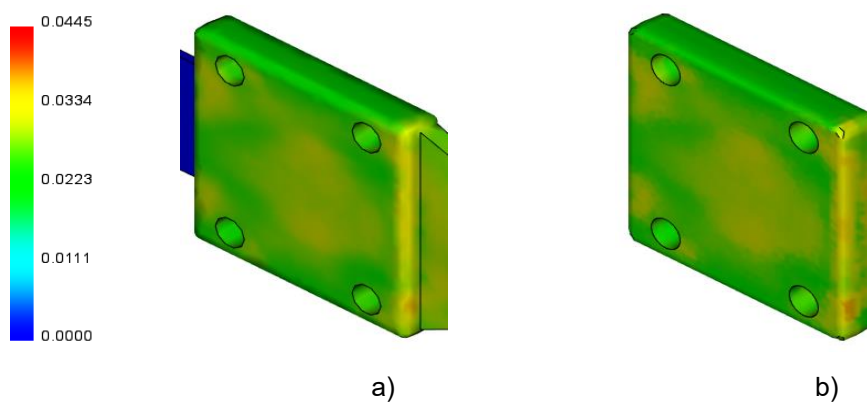


Figura 5.19 – *Fan gate sim*: Mapeamento das extensões residuais vindas da malha de injeção (a) para a malha estrutural (b)

Já nas Figuras 5.20 e 5.21 estão apresentados os mesmos mapeamentos, mas para a situação correspondente ao *hot runner sim*.

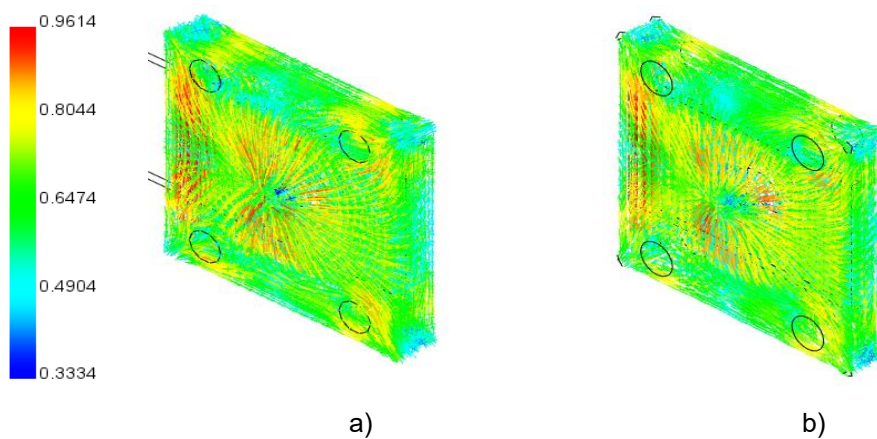
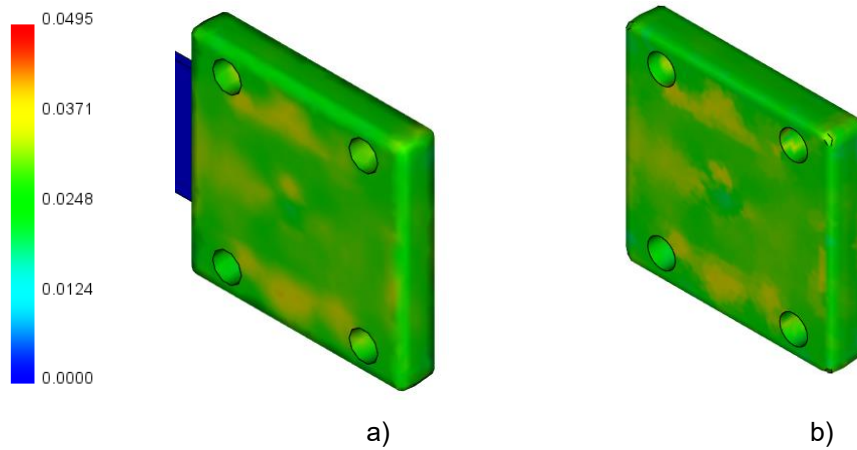


Figura 5.20 – *Hot runner sim*: Mapeamento da orientação das fibras vindas da malha de injeção (a) para a malha estrutural (b)



**Figura 5.21 – Hot runner sim: Mapeamento das extensões residuais vindas da malha de injeção (a) para a malha estrutural (b)**

Observando as figuras apresentadas anteriormente confirma-se a qualidade do mapeamento das variáveis em questão. Verificam-se claramente as diferenças na orientação das fibras no domínio da peça, que respeitam o escoamento mediante a localização do ataque. As regiões onde as tensões residuais são em geral superiores coincidem com as regiões onde a orientação das fibras face à orientação do escoamento (valor menor da escala) é menor.

Estando os resultados mapeados e verificados, é possível finalizar o processo e exportar os dados de forma a obter os ficheiros que serão utilizados para realizar a simulação estrutural.

## 6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 6.1 STEP-0: INFLUÊNCIA DOS FENÓMENOS DE ATRITO

Antes de discutir os resultados obtidos provenientes da aplicação de carregamentos externos, é necessário verificar as consequências relacionadas com as deformações sofridas pela peça durante a contração, dentro da cavidade, no final da injeção, e de que forma podem os fenómenos provenientes do contacto entre o inserto metálico e o material polimérico, nomeadamente o atrito, afetar essas mesmas deformações.

Este estudo foi realizado através de diferentes simulações relativas ao *Step-0* onde se variou o coeficiente de atrito desde 0.03, sendo este o valor mínimo possível para obter resultados, até 0.6, pois foi considerado um valor adequado como extremo máximo tendo em conta os intervalos verificados no coeficiente de atrito na interação de superfícies de polipropileno com metal na realidade.

#### 6.1.1 Energia ao longo do *Step-0*

Em primeiro lugar foi avaliada a energia presente ao longo do *Step-0* de modo a compreender a sua evolução. Como exemplo está apresentado na Figura 6.1 um gráfico com a evolução das diferentes parcelas que compõem a energia total envolvida para o caso relativo a uma simulação do *Step-0* onde o  $\mu = 0.6$ .

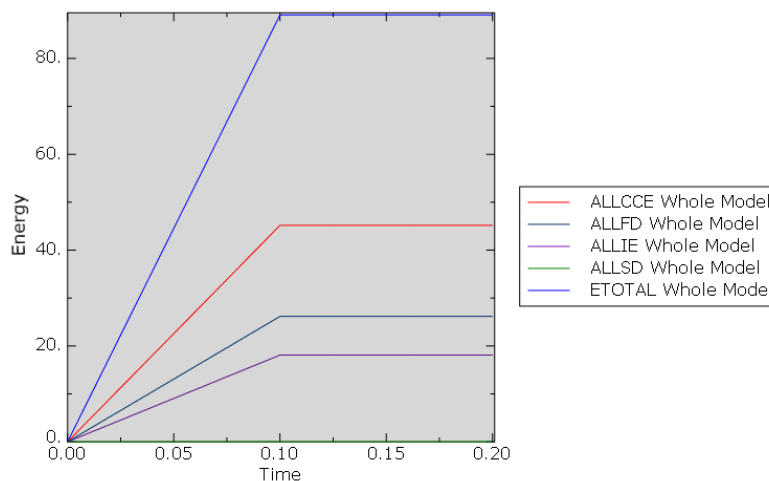


Figura 6.1 – Variação das parcelas de energia ao longo do *Step-0* ( $\mu = 0.6$ )

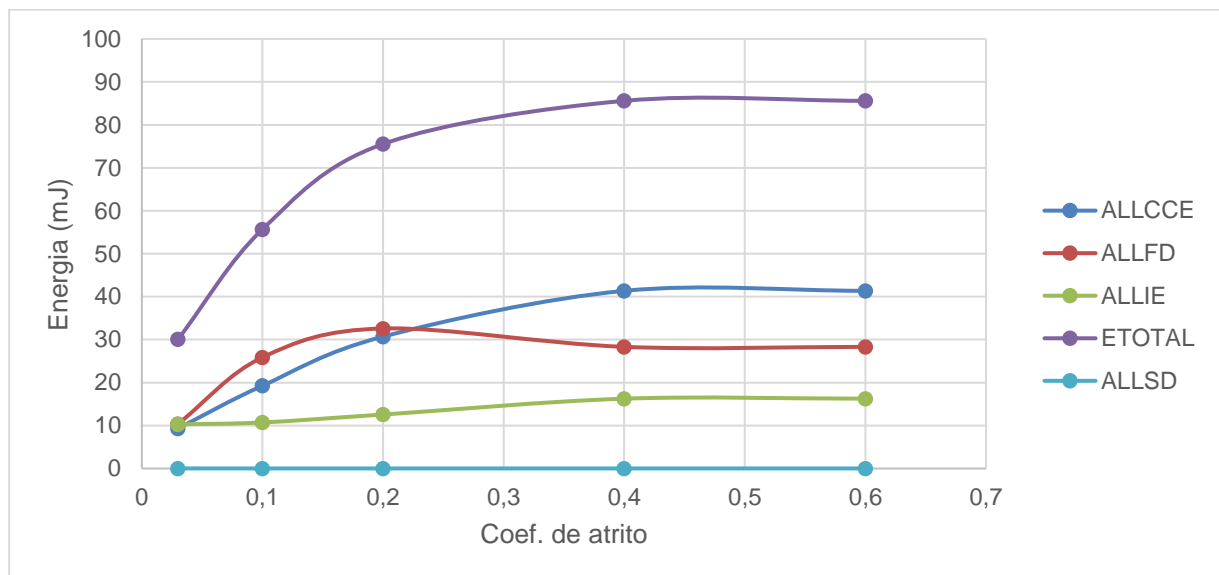
ALLFD constitui a energia dissipada por efeitos de atrito e ALLCCE a energia de contacto elástica provocado pelo contacto, quer devido ao comportamento normal quer devido ao

comportamento ao corte, ambos definidos já anteriormente. ETOTAL consiste na soma de todos os restantes parâmetros:

$$ETOTAL = ALLCCE + ALLFD + ALLIE + ALLSD \quad (6.1)$$

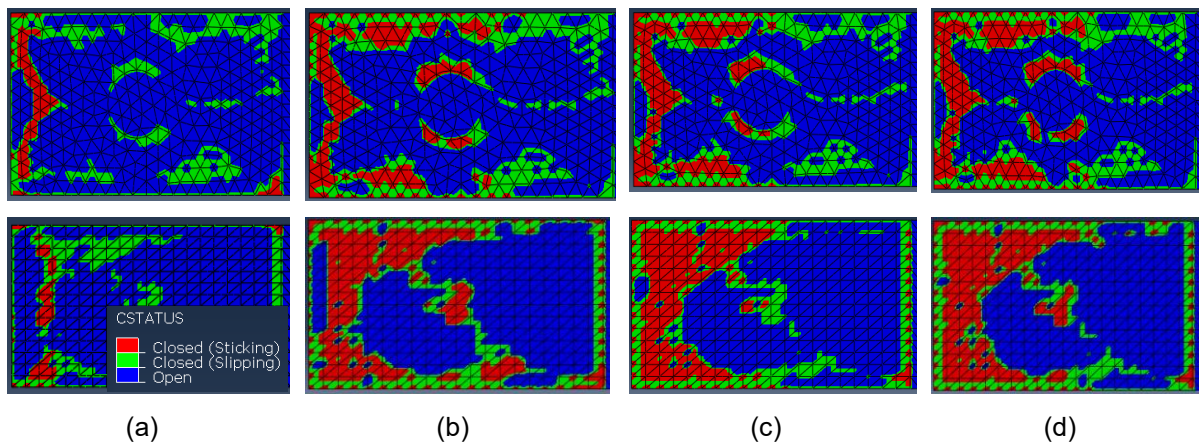
Todas as parcelas da energia total maximizam quando ocorre o primeiro incremento (definido com a duração de 0.1 segundos), apresentando variação desprezável até ao fim da etapa, o que é espectável visto que, tal como já foi dito anteriormente neste tipo de situação, basta aplicar um incremento para obter os resultados pretendidos.

Posto isto, tomando partido do valor aproximadamente constante das parcelas da energia após o primeiro incremento, estudou-se de que modo o coeficiente de atrito afeta cada uma das parcelas de energia. Os resultados estão apresentados na Figura 6.2.



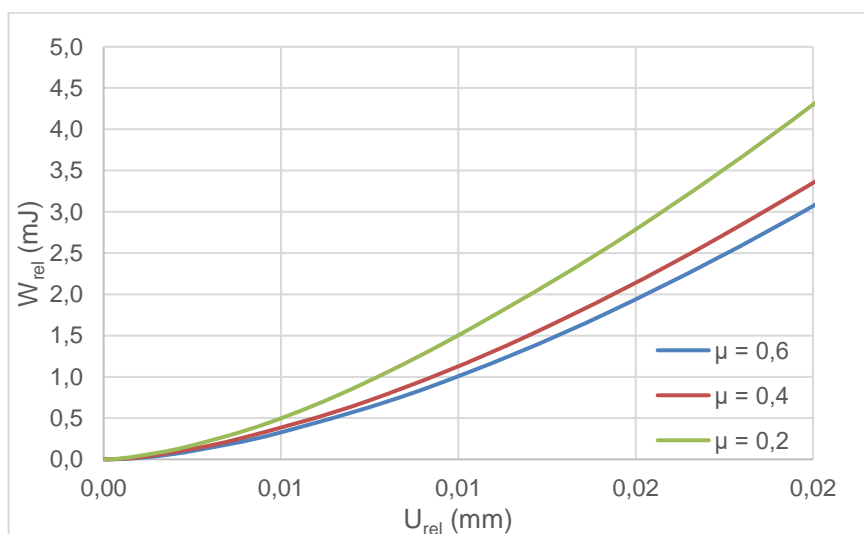
**Figura 6.2 – Evolução das parcelas de energia com a variação do coeficiente de atrito (Step-0)**

Em termos gerais, à exceção de ALLSD que apresenta valores sempre muito reduzidos, as parcelas da energia aumentam até se atingirem aproximadamente  $\mu = 0.4$ . Quanto maior o coeficiente de atrito, maiores serão as zonas onde se regista contacto fechado (sem deslocamento relativo entre superfícies) assim como as zonas de escorregamento, tal como é possível observar na Figura 6.3, o que leva a concluir que é necessário fornecer maior energia à peça para que esta se deforme devido à resistência imposta pelo contacto, com o conseqüente aumento da parcela ALLIE; Como existem mais zonas em contacto, a energia elástica também aumenta relativamente a ambos os comportamentos, visto que haverá por sua vez mais energia armazenada elasticamente nestas zonas, pronta a ser libertada quando ocorrer separação.



**Figura 6.3 – Estado de contacto entre superfícies nos lados superior e inferior do inserto, para: (a)  $\mu = 0,03$ ; (b)  $\mu = 0,2$ ; (c)  $\mu = 0,4$ ; (d)  $\mu = 0,6$**

Contrariamente à tendência das restantes parcelas, a energia dissipada por atrito regista o seu valor máximo no caso onde  $\mu = 0,2$  estabilizando após 0.4. Tal deve-se ao facto da contribuição relativa ao trabalho proporcionado pelos fenómenos de atrito ser superior no caso com  $\mu = 0,2$ , o que pode ser observado através do gráfico da Figura 6.4.



**Figura 6.4 – Variação da parcela de trabalho relacionada com o atrito em função do deslocamento relativo nos instantes iniciais do *Step-forças* (caso Tr)**

Neste gráfico,  $U_{rel}$  equivale à diferença do deslocamento, na direção x e no mesmo ponto (nó 174 situado na secção *Saída-inserto*), entre as simulações com os vários coeficientes de atrito com a simulação sem atrito, para os instantes iniciais após o *Step-0* das simulações com aplicação de carga externa em regime de tração, sendo os resultados destas simulações analisados em maior detalhe na secção seguinte. Já  $W_{rel}$  constitui o trabalho corresponde ao deslocamento relativo verificado devido à força de tração aplicada  $F_{tr}$  no Caso Tr (ver Figura 6.6), ou seja:



$$U_{rel(i)} = U_x(\mu = i) - U_x(\mu = 0) \quad (6.2)$$

$$W_{rel(i)} = F_{tr} * U_{rel(i)} \quad (6.3)$$

A utilização desta diferença permite eliminar a contribuição referente aos fenómenos de contração, permitindo avaliar apenas a componente do trabalho resultante do atrito. Para o mesmo deslocamento relativo, verifica-se que o trabalho resultante dos fenómenos do atrito é máximo quando o coeficiente de atrito é igual a 0.2, o que corrobora o máximo verificado na energia dissipada por estes fenómenos durante o *Step-0* para este mesmo coeficiente.

A mesma tendência relativa à estabilização de resultados após o coeficiente de atrito atingir o valor de 0.4 também se verifica nos resultados relativos à deformação da peça em função do coeficiente de atrito, relativamente às deformações previstas pelo Moldflow, tal como se pode observar na Tabela 6.1. Assim, tal como acontece na variação da energia envolvida no processo de deformação resultante das tensões residuais, as próprias deformações vão se aproximando dos valores obtidos no Moldflow, verificando-se novamente uma diferença muito reduzida nos valores relativos às deformações, em particular nos máximos, respetivos aos coeficientes de atrito 0.4 e 0.6.

**Tabela 6.1 - Deformação da peça nas várias direções mediante vários coeficientes de atrito (Step-0)**

$\mu$	Ux(M)=Ux(A)		Uy(M)=-Uz(A)		Uz(M)=Uy(A)		Umag		Aprox. Umag (%)	
	máx	min	máx	min	máx	min	máx	min	máx	min
<b>0.03</b>	0.142	-0.224	0.149	-0.149	0.099	-0.114	0.225	0.0016	19.51	43.75
<b>0.2</b>	0.119	-0.200	0.157	-0.158	0.101	-0.110	0.201	0.0024	9.86	62.50
<b>0.4</b>	0.112	-0.185	0.157	-0.158	0.103	-0.109	0.186	0.0011	2.42	18.18
<b>0.6</b>	0.109	-0.178	0.158	-0.159	0.104	-0.108	0.178	0.0012	1.51	25.00
<b>Moldflow</b>	0.110	-0.121	0.174	-0.180	0.138	-0.156	0.181	0.0009	-	-

Além disso, considerando novamente as parcelas da energia envolvida no *Step-0*, em particular na energia dissipada pelo método de estabilização ALLSD, pode-se verificar a validade do método de estabilização energética através da percentagem de energia que esta parcela tem relativamente a ETOTAL. Para cada coeficiente de atrito, esta percentagem encontra-se quantificada na Tabela 6.2.

**Tabela 6.2 - Percentagem relativa à energia total por parte de ALLSD para diversos coeficientes de atrito (Step-0)**

$\mu$	<b>0.03</b>	<b>0.1</b>	<b>0.2</b>	<b>0.4</b>	<b>0.6</b>
<b>% ETOTAL</b>	0.0490	0.0136	0.0174	0.0151	0.0151

As percentagens situam-se na ordem das centésimas em percentagem, constituindo um valor aceitável relativamente ao coeficiente estabelecido de 0.0002.

De forma a visualizar com maior clareza a interface de contacto, a variação do deslocamento e o estado de tensão, é apresentada na Figura 6.5 uma secção da peça deformada resultante da contração do polímero, estando esta deformação visualmente amplificada por um fator igual a 10, segundo um plano xy localizado a meia espessura mediante o resultado do *Step-0*.

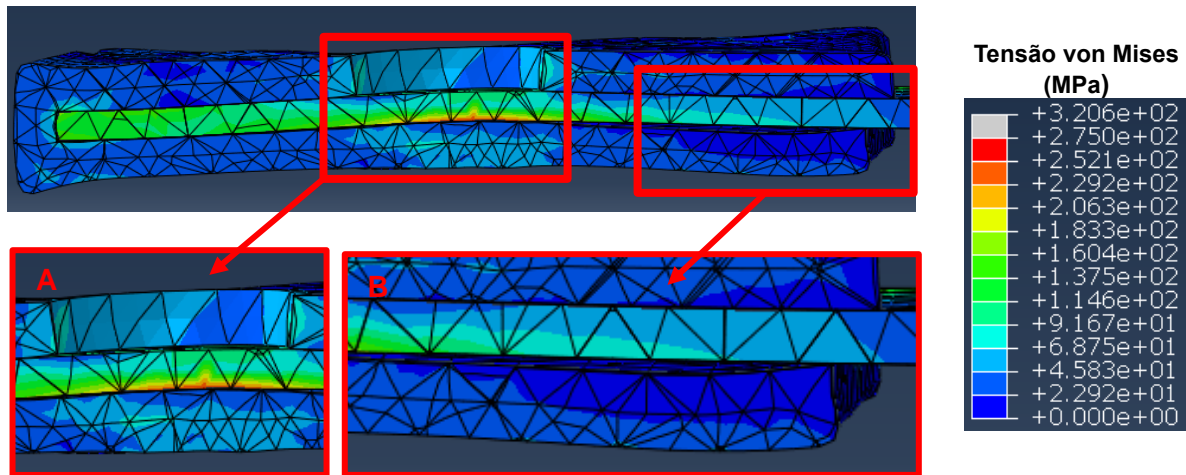


Figura 6.5 – Tensões von Mises numa secção cortada no plano xy a meia espessura da peça (*Step-0*)

Logo a partir do *Step-0* verifica-se a tendência das maiores regiões onde existe contacto se localizarem nas superfícies entre a extremidade do inserto (secção Ponta-Chapa) e o furo não passante (secção Meio-Chapa), além de toda a interface lateral em ambos os lados. Isto deve-se ao facto do inserto procurar a zona livre proporcionada pelo furo não passante, causando um pico de tensão na zona inferior do inserto que está a ser empurrado pelo polímero (A), promovendo uma ligeira flexão no inserto;

Além disso nota-se claramente a existência de uma lacuna onde não se verifica contacto na interface inferior da peça entre as secções Meio e Saída (B), proporcionado pela contração do polímero aliado ao deslocamento verificado da zona central da peça. É perceptível a diferença que existe na deformação do material nesta zona entre a parte superior e inferior do inserto, provenientes das divergências registadas no escoamento do polímero durante a injeção e as suas consequências, nomeadamente orientação das fibras e deformações residuais, pois enquanto na parte superior o escoamento dá-se diretamente a partir do ataque, na zona inferior o escoamento tem de contornar o inserto, o que salienta a importância da localização do ataque do sistema de alimentação.

Tendo em conta que na realidade interações entre uma superfície metálica e uma superfície de polipropileno apresentam coeficientes de atrito situados entre 0.3 e 0.4, e atendendo à validade dos resultados obtidos relativos às deformações resultantes do *Step-0* no Abaqus, foi considerado o valor 0.4 para ser utilizado em todas as subsequentes análises, de modo a manter a consistência entre elas relativamente a este passo da simulação. Observando a Figura 3.8 presente no fim do Capítulo 3, constata-se que não só a gama de valores referentes às várias componentes da deformação sofrida pela peça como a distribuição das deformações pela peça é semelhante em ambas as situações, não

obstante algumas irregularidades possivelmente causadas pelos fenômenos provenientes da existência de contacto entre superfícies, sendo necessário ter em conta a existência de diferentes propriedades e critérios atribuídos pelos diferentes *softwares* a este contacto, além da influência dos fenômenos de atrito, em particular na análise estrutural. Além disso é importante não esquecer as diferenças existentes entre malhas, diferenças relativamente a fenômenos térmicos, propriedades resultantes da homogeneização do material, constituindo tudo fatores que vão influenciar os resultados obtidos em cada simulação, propagando a sua influência para as etapas seguintes.

## 6.2 STEP-FORÇAS: FORÇA APLICADA DE TRAÇÃO (CASO TR) E NORMAL (CASO NOR) NA CHAPA

De forma a avaliar o comportamento mecânico da peça, em particular na interação entre superfícies em regime de corte, impôs-se uma força na chapa metálica  $F_{tr}$  a tracioná-la na direção x de modo a minimizar possíveis fenômenos de tração, compressão ou flexão nas superfícies de contacto com o inserto. Este ensaio foi efetuado com o *Step-0* prévio estabelecido no regime de atrito igual a 0.4, sendo o atrito na etapa de aplicação da força variado entre 0 (sem atrito) até 0.6 para o caso *hot runner sim*. Relativamente ao caso *fan gate sim*, foi apenas feita uma simulação com o atrito igual a 0 na aplicação de força em regime de tração de forma a verificar, de uma maneira geral, algumas consequências proporcionadas por uma diferente distribuição de fibras e tensões residuais, sendo estas considerações apresentadas no Anexo B.

Posteriormente foram realizadas simulações para o caso *hot runner sim* com a aplicação de uma força normal  $F_{nor}$  à chapa na zona do furo, de forma a verificar o impacto da conjugação dos fenômenos de flexão e tração nas interfaces de contacto entre superfícies e nos fenômenos de atrito.

Ambas as forças acima mencionadas foram descritas no Capítulo 5, sendo possível visualizá-las na Figura 6.6.

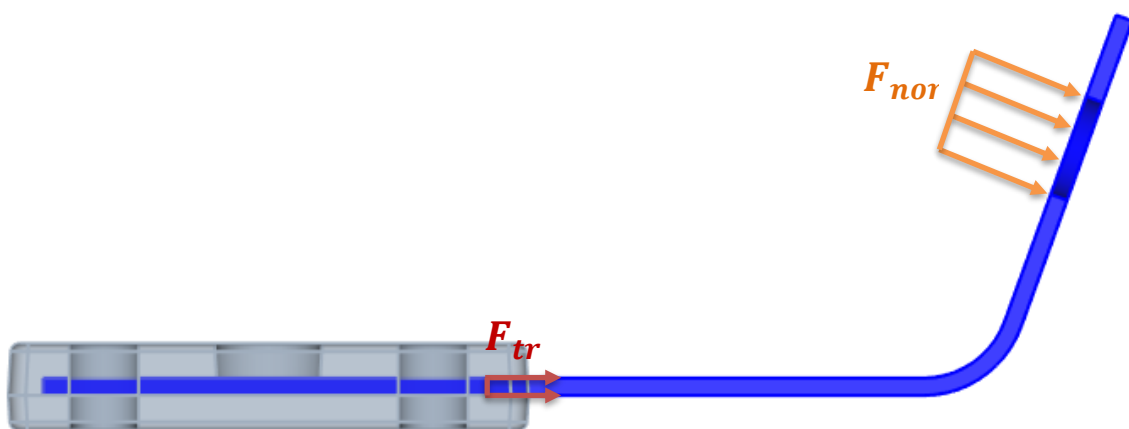


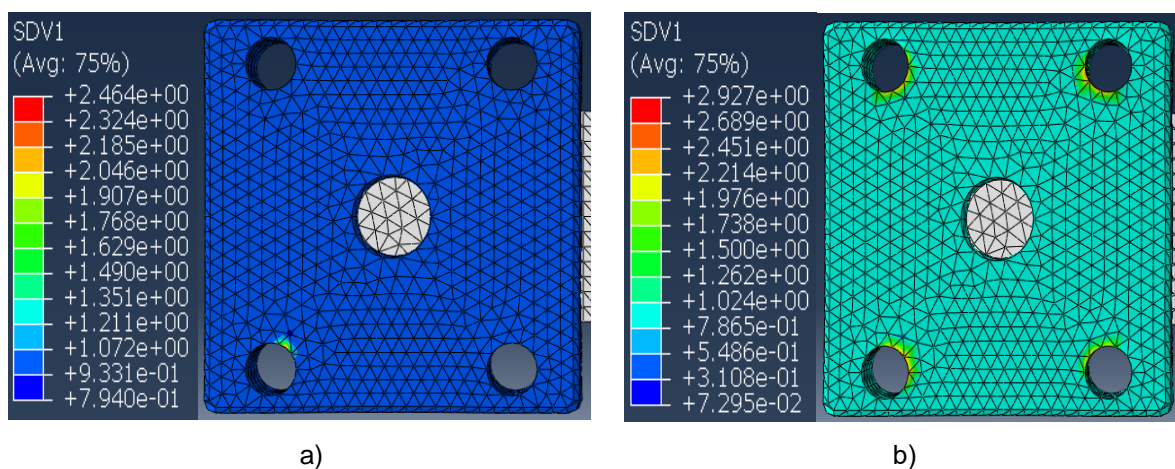
Figura 6.6 – Forças aplicadas para o Caso Tr e para o Caso Nor

## 6.2.1 Força aplicada de tração (Caso Tr)

### 6.2.1.1 Inicialização e evolução da fratura no material compósito

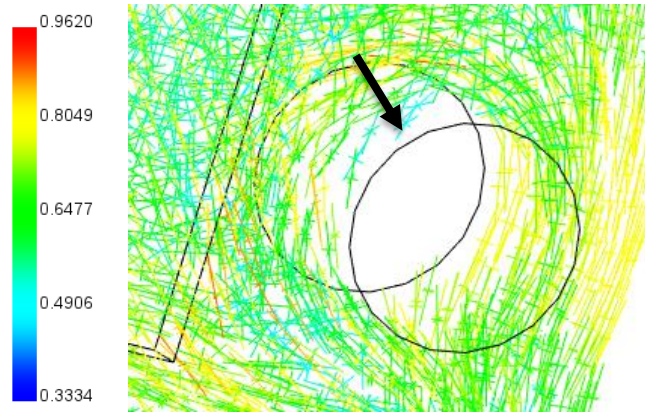
Os resultados desta análise mostram que as condições de atrito não condicionaram a força correspondente ao início da fratura do material compósito, sendo este um parâmetro essencial para avaliar a resistência da peça aos carregamentos sem se degradar. Além disso, também não se observaram diferenças na evolução da propagação das zonas afetadas pela fratura.

Na Figura 6.7 observa-se a distribuição da variável SDV1 no incremento onde o valor desta variável indica a ocorrência de fratura, inicializando-se em (a) e propagando-se, por exemplo, até atingir um incremento posterior (b). Isto permite observar a propagação da fratura numa das faces da peça:



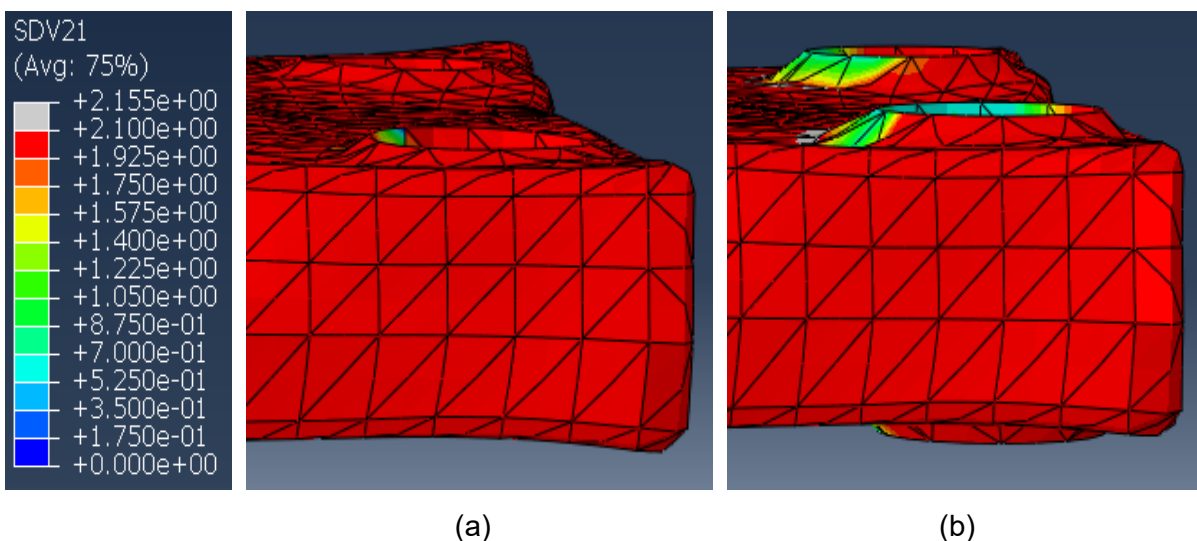
**Figura 6.7 - Propagação dos elementos que atingiram o regime de fratura (caso Tr): a) início da fratura t=0,716; b) propagação em t=1,216s**

De acordo com a variável SDV1 a fratura do material compósito inicia-se no incremento correspondente ao instante  $t = 0.716$  segundos, onde se regista uma força de aproximadamente 220N, o que significa que é este o valor de força que define o regime de tração pura (caso se despreze ligeiras induções à flexão provenientes das deformações residuais) relativamente à fratura. Esta localiza-se nas zonas relativas aos furos passantes onde se impõe a condição de fronteira de fixação, começando-se a formar nos furos mais próximos da extremidade do inserto, mais concretamente nas zonas onde a orientação das fibras relativamente ao escoamento é menor, tal como é possível observar na Figura 6.8.



**Figura 6.8 – Grau de orientação das fibras na zona onde ocorre fratura sendo a seta representativa da orientação do fluxo que atinge a parede no furo no início**

A indicação da fratura propaga-se para os restantes furos passantes sempre na zona onde a orientação das fibras é menor. A inicialização não é contemporânea para todos os furos devido à falta de simetria no plano yz promovido pelo facto do inserto metálico não ser passante. Nas zonas de potencial fratura registam-se os valores máximos de tensão e extensão relativos ao componente polimérico da peça, estando estas zonas sujeitas a um estado de tração, ao passo que o componente nas restantes regiões se encontra à compressão. As deformações promovidas pelas forças externas tendem a provocar o desnivelamento do material situado nas zonas dos furos, visto que as condições de fronteira impedem o deslocamento do material na parede dos furos, contrariamente ao restante que contrai, tal como se verifica na Figura 6.9 onde a variável apresentada é SDV21 que apresenta valor igual a 1 em regime de tração pura e igual a 2 em regime de compressão pura. É também possível observar a transição de regimes de tensão nas zonas onde a variável SDV1 apresenta variação.

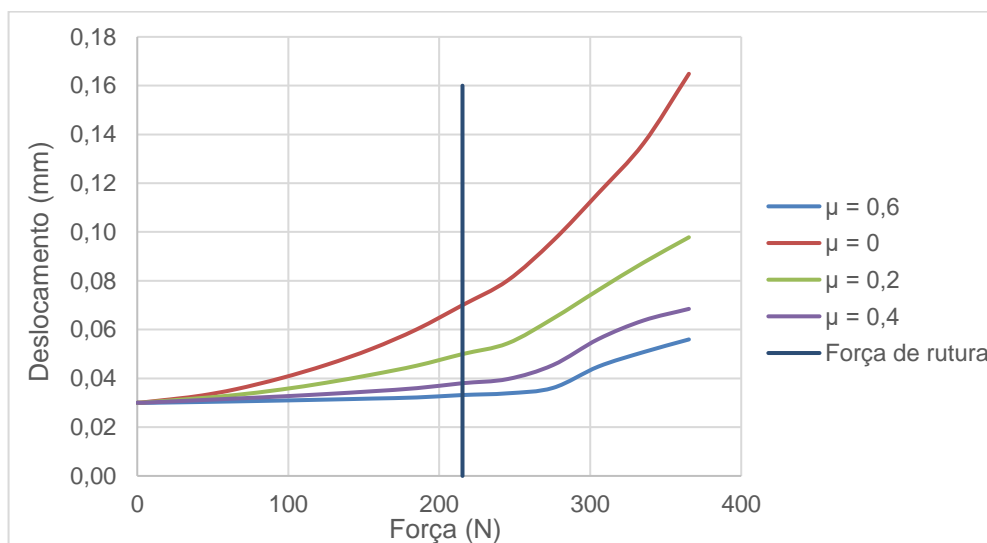


**Figura 6.9 – Valor de SDV21 na zona de fratura para os instantes: a) início de fratura  $t = 0.716s$ ; b) propagação em  $t = 1.216s$**

A inicialização da fratura quer ao nível da região afetada quer ao nível de tempo não depende do coeficiente de atrito aplicado em nenhuma das situações, logo as variações das zonas em contacto não afetam este parâmetro.

### 6.2.1.2 *Análise da influência do atrito devido à tração no inserto*

De forma a avaliar o impacto do coeficiente de atrito na deformação das superfícies de contacto, analisou-se a evolução do deslocamento em função da força aplicada para diversos coeficientes de atrito, tendo como ponto de referência o nó 174 do inserto, pertencente à secção *Saída-inserto*. Os resultados obtidos para o deslocamento deste nó estão apresentados na Figura 6.10.



**Figura 6.10 - Gráfico Força - Deslocamento mediante vários coeficientes de atrito no nó 174 (caso Tr)**

É possível verificar que quanto menor o coeficiente de atrito maior será o deslocamento verificado no nó, para uma força de igual intensidade, o que seria desde logo espectável. É importante salientar que a influência dos fenómenos de atrito é visível quase imediatamente após o início da deformação da peça, muito antes de atingir o instante onde se inicia a fratura, devido à discrepância imediata que se verifica na evolução das curvas. Além disso, após ocorrer a inicialização da fratura, começa-se a registar alguma irregularidade na evolução desta relação entre força e deslocamento. Com o aumento da intensidade dos fenómenos de atrito, surge naturalmente a necessidade de impor uma força mais intensa para obter o mesmo deslocamento, devido à resistência oferecida pelos fenómenos de fricção entre superfícies, além de se registar um maior número de zonas em contacto, tal como se pode observar na Figura 6.11, compatibilizando-se com o que acontece no *Step-0*.

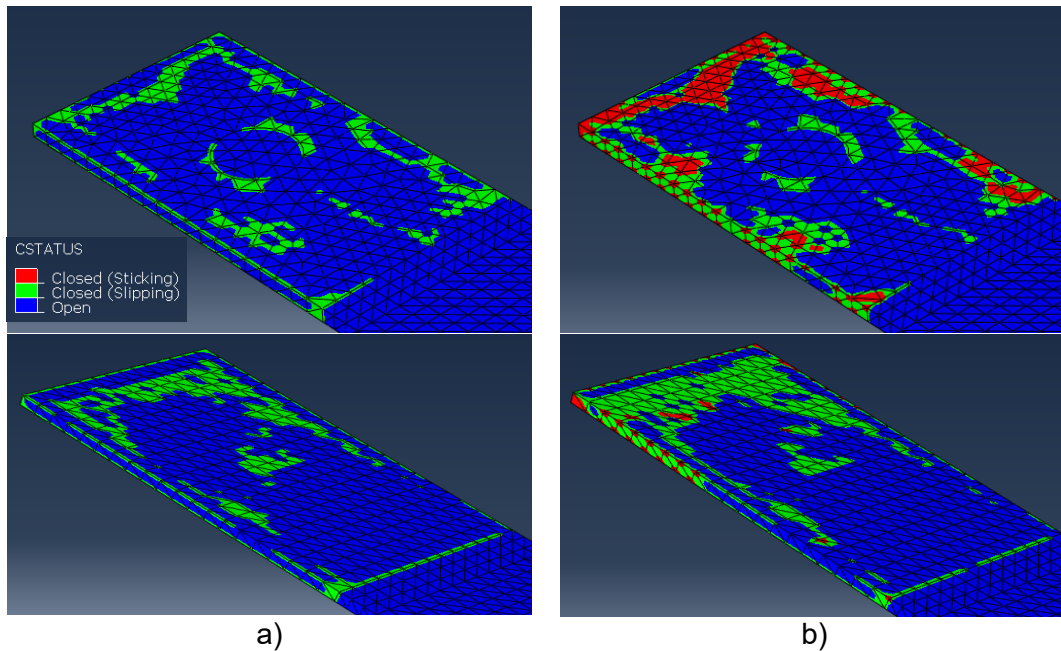


Figura 6.11- Estado do contacto quando começa a fratura do compósito (Caso Tr): a)  $\mu = 0$ ; b)  $\mu = 0.6$

Resultante desta simulação observa-se ainda a manutenção da zona onde se encontra o pico de tensão na chapa, sendo esta tanto maior quando maior for o coeficiente de atrito para o mesmo instante de tempo (logo mesma força imposta). O perfil da deformação não varia muito, constatando-se que a chapa se desloca mais na direção da força quando não se verifica atrito, enquanto que a deformada da componente polimérica permanece quase inalterada.

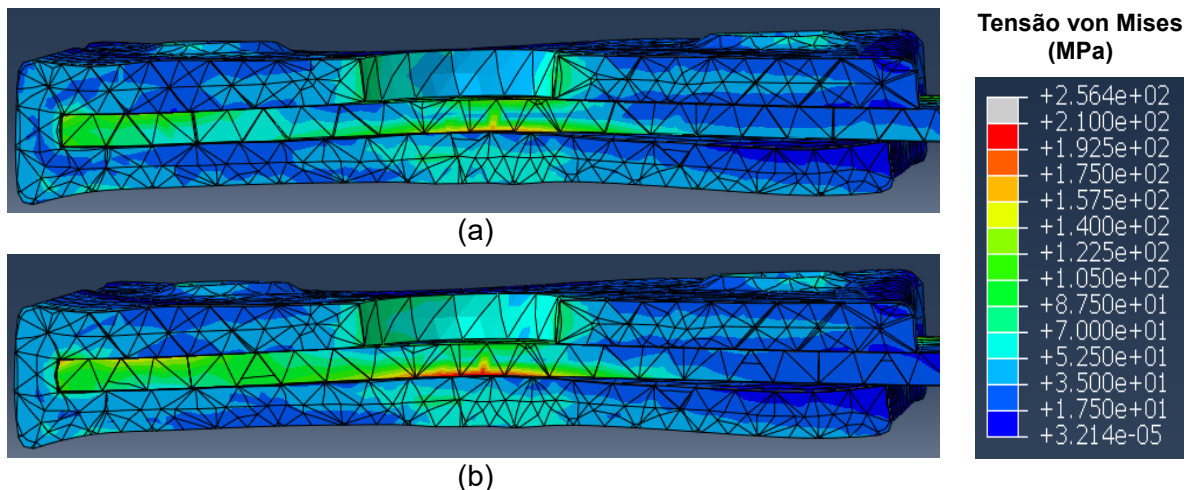


Figura 6.12 - Tensões von Mises numa secção cortada no plano xy a meia espessura da peça no instante de fratura (Caso Tr): a)  $\mu = 0$ ; b)  $\mu = 0.6$

No caso particular da simulação sem atrito, verifica-se que quando a força atinge aproximadamente 375N ocorre a separação total das secções correspondentes à extremidade do inserto e ao seu correspondente da parte polimérica (secções Ponta), causado pela separação dos

elementos do compósito situados nos cantos da superfície. Esta separação provoca o fim prematuro da simulação para este caso, sendo este instante  $t = 1.25$  segundos o ponto de referência máximo utilizado nestas simulações à tração para fins de comparação. Esta separação não se verificou em qualquer outra simulação efetuada.

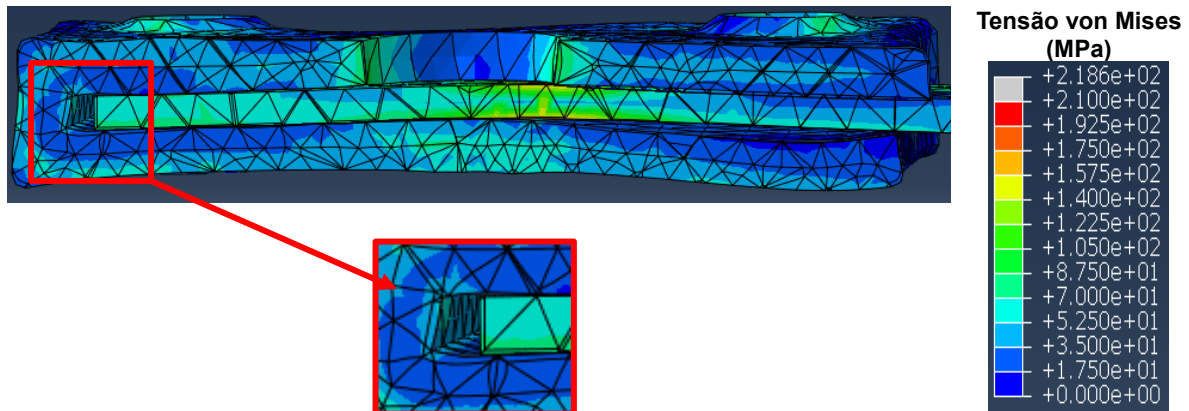


Figura 6.13 - Tensões von Mises numa secção cortada no plano xy a meia espessura da peça no instante  $t = 1.25s$  para  $\mu = 0$  (Caso Tr)

De forma a visualizar melhor a evolução do deslocamento nas secções críticas mencionadas na Tabela 5.2 para este caso mediante a presença, ou não, de fenómenos de atrito, estão disponíveis no Anexo D os perfis das secções para quatro instantes, desde o inicial antes da ocorrência do *Step-0* até ao instante de fratura. É evidente que na presença de atrito o deslocamento relativo entre superfícies é muito menor, pois não só o inserto se desloca muito menos como a componente polimérica acompanha esse mesmo deslocamento graças às zonas em contacto fechado. A exceção ocorre na secção Ponta-artigo, que como nos instantes apontados ainda não rompeu nos cantos, acompanha na totalidade o deslocamento do inserto.

## 6.2.2 Força aplicada normal (Caso Nor)

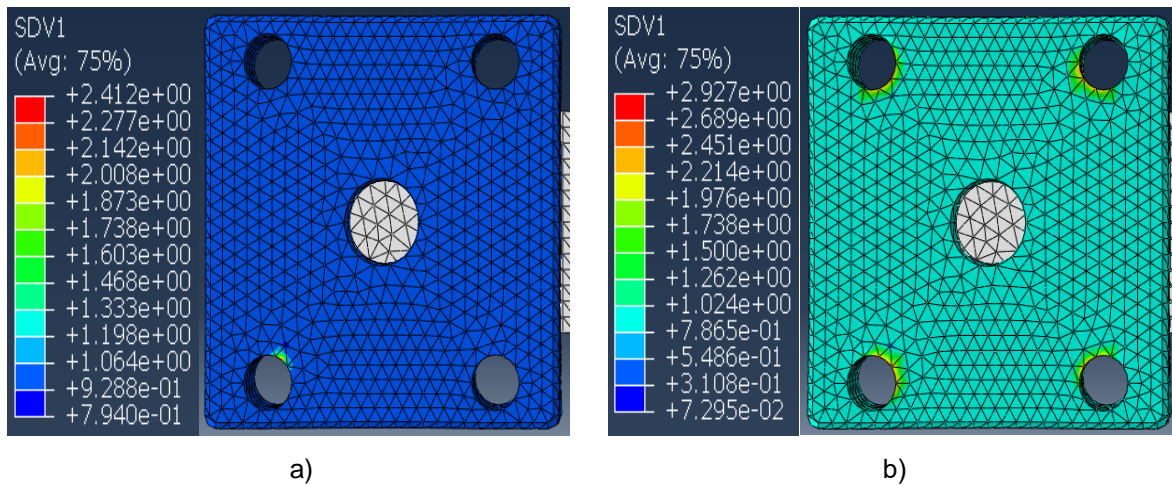
Após perceber a forma como a aplicação de uma força em regime de tração na chapa afeta a deformação da peça, interfaces de contacto, atrito e suas consequências, foram realizadas simulações que permitem analisar e diferenciar o que sucede quando na força aplicada se introduz uma componente que promova efeitos adicionais, sendo neste caso a flexão (ver Figura 6.6).

### 6.2.2.1 Inicialização e evolução da fratura no material compósito

Antes de mais foi analisada, tal como no caso anterior, de que forma a fratura no material compósito inicializa e evolui que forma a perceber se a indução de flexão promove alguma alteração neste parâmetro. Tal como é possível observar na Figura 6.14, a fratura inicializa-se e evolui da mesma forma e nas mesmas zonas comparativamente ao caso onde a força era apenas de tração. No entanto,



a força para a qual a inicialização se verificou é muito menos intensa, sendo que neste caso assume o valor aproximado de 97N, para o incremento correspondente ao instante  $t = 0.974$  segundos.



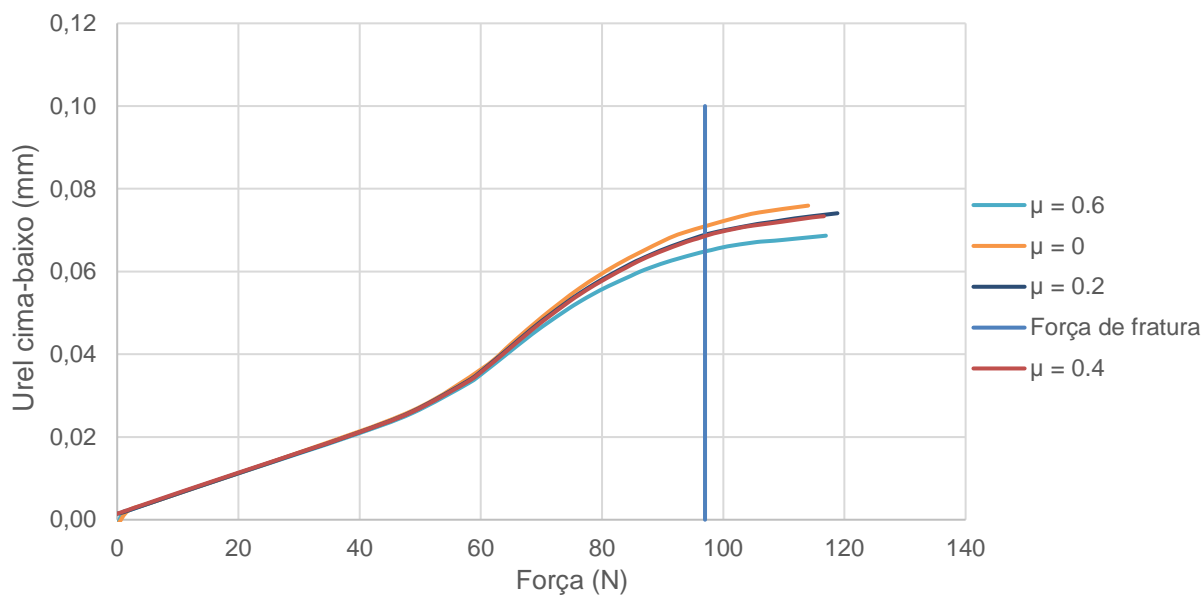
**Figura 6.14 - Propagação dos elementos que atingiram o regime de fratura (Caso Nor): a) início da fratura  $t=0.974s$ ; b) propagação em  $t=1.690s$**

Novamente a variação do coeficiente de atrito não afeta nem a força correspondente à inicialização nem a forma como as zonas em regime de fratura evoluem, sendo coerente com o que já foi observado para o Caso Tr.

### **6.2.2.2 Análise da influência do atrito devido à flexão e tração do inserto**

De forma a avaliar os efeitos dos fenómenos de atrito neste caso, foi escolhida a utilização de uma abordagem diferente. Tendo em conta o facto de ocorrer tração e flexão simultaneamente na chapa, a manifestação dos efeitos resultantes do atrito permitem de certa forma separar a influência da flexão e tração além de verificar qual destes fenómenos é dominante uma vez que o atrito vai-se manifestar devido à componente de tração do carregamento exterior (força aplicada na chapa metálica), sendo que a flexão pode induzir atrito nas superfícies laterais cuja área é muito menor comparativamente às superfícies superiores e inferiores dominadas pela tração quando existe contacto, logo de forma a simplificar a análise do problema este contributo será desprezado.

O gráfico presente na Figura 6.15 permite observar a evolução da diferença entre o deslocamento de um ponto superior (nó 174) e inferior (nó 75) da secção Saída-Chapa à medida que a força aumenta, mediante a variação do coeficiente de atrito.

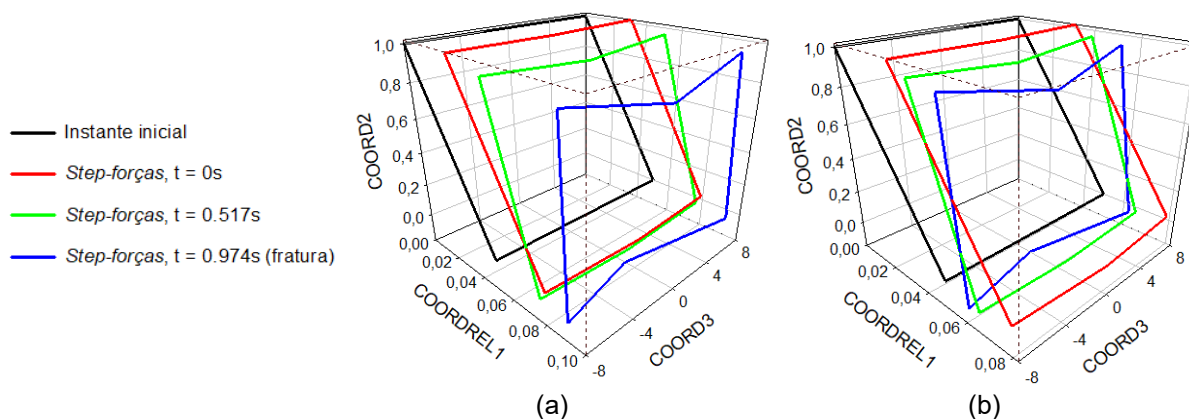


**Figura 6.15 – Gráfico Força – Deslocamento relativo entre o nó 174 e 75 mediante variação do coeficiente de atrito (Caso Nor)**

Num plano sujeito a flexão e tração em simultâneo, a posição dos pontos que delimitam esse plano é influenciada de forma diferente pelos dois regimes mencionados. A flexão vai provocar um deslocamento relativo entre pontos que não será influenciado de forma relevante pela ocorrência ou ausência de fenómenos de atrito, ao passo que a tração não provoca deslocamento relativo entre pontos mas sim deslocamento absoluto nos pontos, sendo este deslocamento condicionado pelos fenómenos de atrito verificados nas interfaces de contacto tal como já foi analisado anteriormente no caso Tr. Verificou-se que para coeficientes de atrito cada vez maiores o deslocamento dos pontos será por sua vez menor. Ora a flexão pura promove deslocamentos com sentido oposto nos pontos superiores e inferiores do plano fletido, sendo esse deslocamento aproximadamente comum em todas as análises. Já a tração irá complementar o deslocamento sofrido por flexão com a translação do plano na direção da força.

Tendo em conta a direção e sentido da força aplicada, o deslocamento anteriormente positivo no ponto superior devido à flexão será complementado com outra parcela também positiva proveniente da tração, aumentando o deslocamento total neste ponto face ao deslocamento proveniente da flexão, enquanto que no ponto inferior, o deslocamento negativo proveniente da flexão será complementado com um deslocamento positivo proveniente da tração, diminuindo o seu deslocamento total.

De forma a observar esta variação de deslocamentos com mais clareza, apresentam-se no Anexo E os resultados numéricos relativos aos deslocamentos verificados nas secções em estudo, descritas no Capítulo 5 (secção 5.1.4). A Figura 6.16 ilustra o deslocamento obtido na secção Saída-chapa para ambos os coeficientes de atrito. No gráfico relativo a  $\mu = 0.6$ , o deslocamento do plano é quase somente devido à flexão, sendo o eixo de rotação praticamente constante, ao passo que quando  $\mu = 0$  verifica-se claramente a translação do eixo de rotação e subsequente diferença nos deslocamentos relativos dos pontos em relação ao estado inicial.



**Figura 6.16 - Deslocamentos verificados na secção Saída-Chapa para o Caso Nor com: (a)  $\mu = 0$ ; (b)  $\mu = 0.6$**

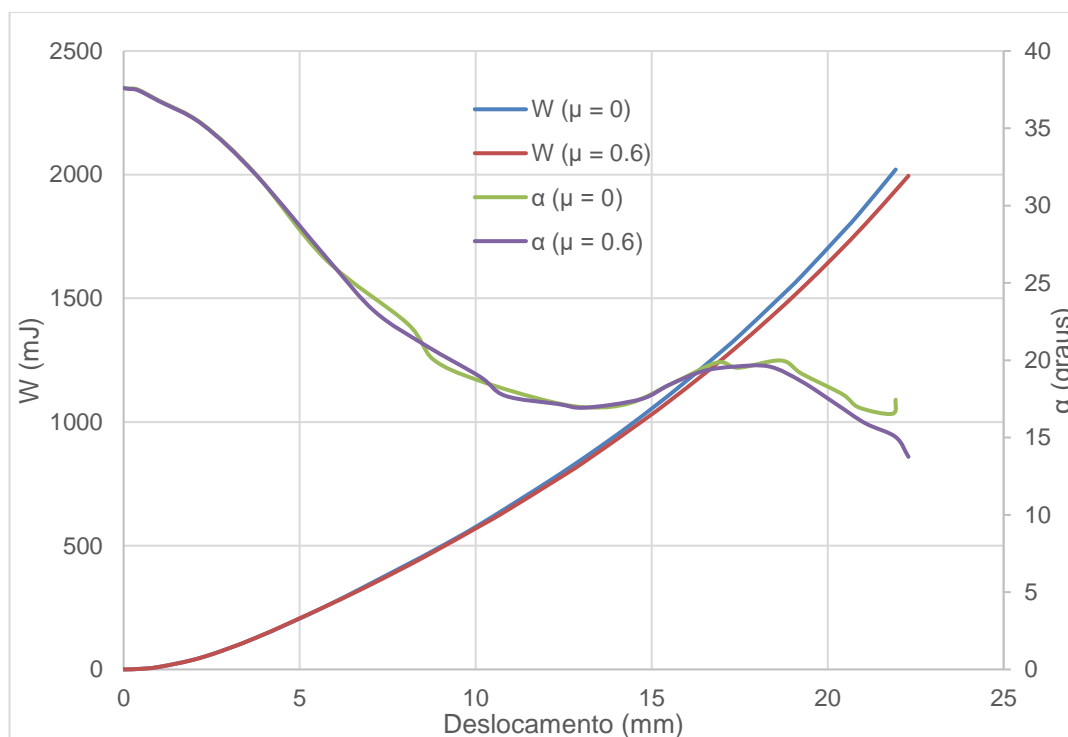
Quando maior o coeficiente de atrito, em tendência será menor o deslocamento proveniente da tração (até registar convergência de resultados), logo a diferença entre deslocamentos totais (em módulo) nos pontos será por sua vez menor. Será nesta divergência de resultados que a partir da observação da Figura 6.15 se entende que os fenómenos de atrito só apresentam influência a partir do momento em que a força aplicada atinge aproximadamente o valor de 75N pois é a partir daí que as curvas relativas às simulações com atrito divergem da curva relativa à simulação sem atrito. Atendendo ao facto da fratura acontecer num instante muito próximo quando a força atinge os 97N, é possível aferir que o regime que domina a deformação da peça até à fratura é a flexão, sendo que seguidamente a tração aliada aos fenómenos de atrito passa a influenciar os deslocamentos de forma mais preponderante.

Estas diferenças no deslocamento relativo provocadas pela presença de fenómenos de atrito são muito importantes na compreensão da deformação do inserto, pois as componentes do deslocamento, devidas à componente de tração da força exterior aplicada no furo, vão alterar a posição da linha neutra do inserto, sendo esta situada cada vez mais próxima da linha média à medida que o coeficiente de atrito aumenta, uma vez que a translação que provoca assimetria é menor.

De forma a reforçar a validade destes resultados foi também verificada a forma como varia o trabalho proveniente da força aplicada ao longo da simulação num dos pontos da aresta do furo do inserto. O trabalho foi calculado em cada incremento não em relação à posição inicial, mas sim em relação ao incremento imediatamente anterior, de forma a ser mais rigoroso o cálculo atendendo à trajetória curvilínea não regular da deformação, estando apresentada a sua variação em função do deslocamento no gráfico correspondente à Figura 6.17. Nesta figura está também representada a evolução do ângulo que o vetor deslocamento correspondente a cada incremento faz com o eixo vertical. Este dado é relevante pois quando maior a componente de tração, maior será este ângulo devido ao arrastamento na direção x do vetor deslocamento.

A evolução do trabalho ao longo da simulação é extremamente semelhante até atingir o incremento em que a força aplicada regista um valor aproximadamente igual a 90N correspondente a

um trabalho na ordem dos 750mJ, sendo este valor de força ligeiramente inferior à força registada no incremento de fratura. A evolução do ângulo é um pouco mais irregular, porém observa-se que quando a tração e por sua vez o atrito já se fazem sentir na deformação da peça, a divergência entre as curvas relativas ao ângulo torna-se evidente, reforçando o que se concluiu com a análise da evolução do trabalho.



**Figura 6.17 - Gráfico Trabalho e Ângulo - Deslocamento verificado num dos nós onde a força foi aplicada (Caso Nor)**

Comparativamente ao valor de 75N onde se começou a notar a influência dos fenómenos de atrito no deslocamento dos pontos da secção Saída-Chapa, a força responsável pela fratura é deveras semelhante, apontando novamente para breves instantes antes da fratura onde se verifica o começo da influência dos fenómenos de atrito nos resultados obtidos. De notar que a variação do coeficiente de atrito (exceto quando é zero) não apresenta diferença substancial nos valores de trabalho nem na variação do ângulo para o mesmo deslocamento de tal modo que na sua representação gráfica seria impercetível a diferença tendo em conta a escala utilizada.

Estes resultados permitem compreender o facto da fratura se inicializar para uma força muito menor no Caso Nor comparativamente ao Caso Tr, visto que é o regime de flexão que domina a deformação da peça até atingir o regime de fratura neste último caso analisado, aliado às consequências estruturais que a flexão proporciona.

Para se ter maior noção do que provoca na deformada da peça, em particular nas interfaces de contacto, a introdução de uma componente fletora, estão apresentadas na Figura 6.18 e 6.19 as

zonas em contacto no incremento de fratura quer na parte superior quer na parte inferior da chapa e a deformação amplificada por um fator de 10 para um plano xy situado a meio da peça, respectivamente.

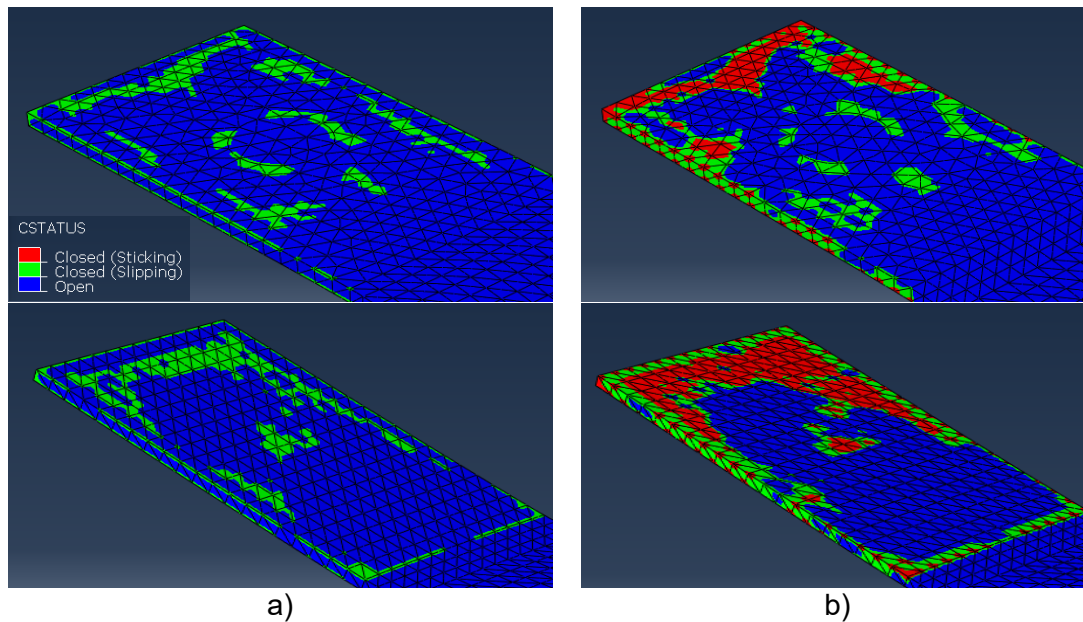


Figura 6.18 - Estado do contacto quando começa a fratura do compósito (Caso Nor): a)  $\mu = 0$ ; b)  $\mu = 0,6$

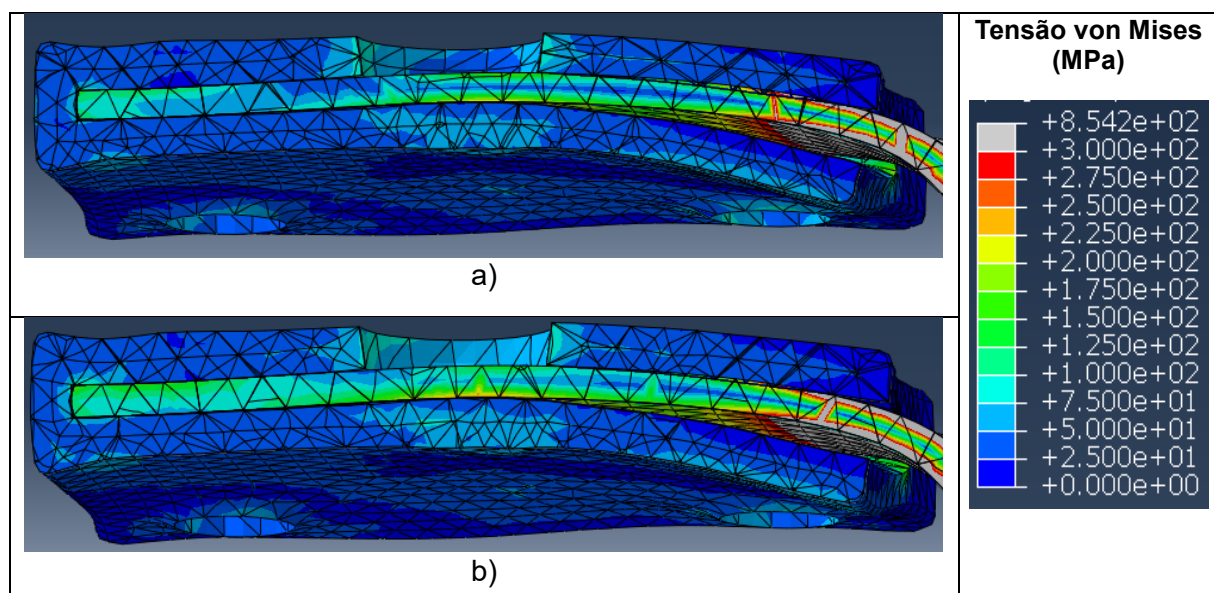


Figura 6.19 - Tensões von Mises numa secção cortada no plano xy a meia espessura da peça no instante de fratura (Caso Nor) para: (a)  $\mu = 0$ ; (b)  $\mu = 0.6$

Regista-se novamente superior área total em contacto na simulação com coeficiente de atrito elevado, com a nuance de neste caso (Nor) a flexão promover a ausência de contacto quer na zona inferior, que amplifica o efeito da lacuna proveniente do *Step-0* quer na zona superior inclusive na aresta de saída uma vez que a flexão impõe curvatura na direção oposta a esta aresta. A zona junto à extremidade do inserto na presença de atrito apresenta maior grau de conectividade entre superfícies

onde não se verifica deslocamento relativo, inclusive comparativamente ao Caso Tr no incremento de fratura, pois a flexão imposta no inserto segue a tendência da flexão induzida pela contração durante o *Step-0* reforçando a ligação na zona da extremidade do inserto, ou seja, entre a secção Meio e Ponta-chapa. Nas superfícies laterais o contacto permanece coerente com o que já se observou previamente.

## 7 CONCLUSÕES

---

Através da realização da presente dissertação foi possível perceber de que forma os diferentes *softwares* que foram utilizados para cada etapa do trabalho se integram de forma a possibilitar a passagem de informação relevante entre eles, desde a simulação do processo de injeção no Moldflow até obter os ficheiros com toda a informação mapeada pelo Helius PFA para posteriormente realizar a análise estrutural no Abaqus.

A complexidade associada ao tratamento de dados relativos a um material compósito anisotrópico foi compreendida mediante os modelos que regem o Helius PFA que permitem ter estas propriedades em conta para uma posterior análise estrutural, garantindo assim um maior rigor nos resultados obtidos. Ainda assim, verifica-se que os modelos não são perfeitos, mesmo com todos os melhoramentos efetuados nas novas versões do *software*, no entanto esses desvios da realidade não são neste caso em particular de elevada relevância visto que ainda não existe a peça real para comparar resultados.

É necessário ter muita atenção na criação das malhas e estabelecimento de critérios e parâmetros no Abaqus a utilizar neste tipo de análises, pois para garantir fiabilidade de resultados mediante a presença de interfaces de contacto é necessário compreender as limitações de cada um e qual é mais adequado mediante a forma como o contacto ocorre e se desenvolve.

Não obstante o facto dos resultados obtidos serem particulares à análise da peça utilizada neste estudo, é possível extrapolar as tendências que se verificaram neste caso para outros semelhantes, pois os mecanismos de contração e atrito regem-se por princípios comuns qualquer que seja a peça fabricada nestas condições.

Relativamente às deformações sofridas pela peça após ocorrer o processo de sobreinjeção, estas são afetadas pela complementaridade verificada entre o mecanismo de contração resultante diretamente deste processo com os fenómenos de atrito que este deslocamento promove na interface de contacto, tal como foi possível observar através da análise do *Step-0*. É, portanto, não só muito importante otimizar o processo de injeção de forma a obter os menores empenos possíveis na peça final, como é necessário estabelecer as propriedades relativas ao atrito o mais rigorosas possível de forma a que tudo conjugado resulte numa peça final o mais próximo possível do que resultaria de um processo real.

Através da aplicação de forças estando já a peça no seu estado final, pós-deformações resultantes da sobreinjeção, foi possível concluir que apesar da variação do coeficiente de atrito alterar significativamente várias propriedades da peça desde deslocamentos a estados de tensão, é notório o facto de não afetar a fratura do material compósito, nem em termos de inicialização nem em termos de evolução, enquanto que a contração já afeta este regime tal como foi possível confirmar com a variação registada relativamente ao caso *fan gate sim*.

Além disso, verificou-se que quando está presente na solicitação efetuada à peça o regime de flexão, este é dominante e altera completamente a deformação e os instantes em que ocorrem a fratura e a preponderância dos fenômenos de atrito, enquanto no ensaio somente com tração o atrito manifesta-se de imediato sendo o seu efeito cada vez mais preponderante. Já no ensaio com tração e flexão, não só a fratura ocorre para um valor de força muito menor como, até atingir este instante, os fenômenos de atrito praticamente não se manifestam, sendo a deformação dominada pela flexão.

## **7.1 SUGESTÕES PARA TRABALHO FUTURO**

Considerando o trabalho que foi desenvolvido nesta dissertação, de forma a melhorar e explorar outras formas de abordar este problema, segure-se o seguinte:

- Análise experimental mediante uma peça fabricada segundo os parâmetros estabelecidos de forma a que seja possível comparar resultados;
- Utilização dos denominados elementos coesivos nas interfaces de contacto mediante parâmetros obtidos dos ensaios experimentais;
- Considerar a introdução da informação relativa às linhas de soldadura;
- Estudar a influência da variação da temperatura inicial do inserto;
- Estudar a influência da utilização de diferentes tamanhos de malha.



## REFERÊNCIAS

---

- [1] "History of plastics – Origin Inventors and facts". URL: <http://www.historyofplastic.com/> [Março de 2019]
- [2] M. Medraj. Injection Molding lecture 16. (2016). URL: <http://users.encs.concordia.ca/~mmedraj/mech421/lecture%2016%20plastics%203.pdf?q=injection-molding> [Março de 2019]
- [3] "Multi-material injection molding summary". URL: <https://chemtec.org/products/978-1-85957-327-3> [Fevereiro de 2019]
- [4] "3 Key Elements to Consider When Designing for Overmolding". URL: <https://www.protolabs.com/resources/design-tips/designing-for-overmolding/> [Março de 2019]
- [5] Lucchetta, G., Marinello, F., Bariani, P.F. (2011), Aluminum sheet surface roughness correlation with adhesion in polymer metal hybrid overmolding. DIMEG, University of Padova
- [6] "Metal Insert". URL: <https://www.sciencedirect.com/topics/engineering/metal-insert> [Fevereiro de 2019]
- [7] GLS, "Overmolding Guide". URL: [http://www.polyone.com/files/resources/Overmold\\_Design\\_Guide.pdf](http://www.polyone.com/files/resources/Overmold_Design_Guide.pdf) [Janeiro de 2019]
- [8] "Residual Stress – A Culprit in Shrinkage and Warpage Problems". URL: [http://www.dc.engr.scu.edu/cmdoc/dg\\_doc/develop/process/physics/b3400001.htm](http://www.dc.engr.scu.edu/cmdoc/dg_doc/develop/process/physics/b3400001.htm) [Março de 2019]
- [9] "Melt shear viscosity - What is shear viscosity?". URL: [http://www.dc.engr.scu.edu/cmdoc/dg\\_doc/develop/process/physics/b3200002.htm](http://www.dc.engr.scu.edu/cmdoc/dg_doc/develop/process/physics/b3200002.htm) [Março de 2019]
- [10] J. Shoemaker, "Moldflow Design Guide: A Resource for Plastic Engineers", *Hanser*, 2006
- [11] Autodesk knowledge network – Moldflow Insight, "High aspect ratio (3D)". URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/moldflow-insight/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2018/ENU/MoldflowInsight/files/GUID-20F60325-7022-47F1-889E-AE0AA9D76F61-hm.html> [Outubro de 2018]
- [12] ABAQUS Analysis User's Manual - Abaqus 6.6, "Solving nonlinear problems". URL: <https://classes.engineering.wustl.edu/2009/spring/mase5513/abaqus/docs/v6.6/books/usb/default.htm?startat=pt03ch07s01aus40.html> [Janeiro de 2019]
- [13] Oliveira, A.A. (2016), Análise Estrutural de Componentes Obtidos através do Processo de Moldação por Injecção. Master Thesis in Mechanical Engineering, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa.

- [14] Autodesk knowledge network – Helius PFA, “Simplifying Assumptions”. URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/ACMPAN-AME/files/GUID-D6830CEC-EDAA-4E96-894D-535BC5C8EF17-htm.html> [Março de 2019]
- [15] Autodesk knowledge network – Helius PFA, “The Homogenization Process”. URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/ACMPAN-AME/files/GUID-4211DF13-5CF3-4D0A-9ED8-E7D683BEED17-htm.html> [Março de 2019]
- 16[333] Autodesk knowledge network – Helius PFA, “The Decomposition Process”. URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/ACMPAN-AME/files/GUID-AF01F76F-53A4-4C27-9498-6765075932B6-htm.html> [Março de 2019]
- [17] Nguyen, B.N. Paquette, J. (2010). EMTA’s Evaluation of the Elastic Properties for Fiber Polymer Composites Potentially Used in Hydropower Systems. Pacific Northwest National Laboratory.
- [18] Mori, T., Tanaka, K. (1973). Average Stress in Matrix and Average Elastic Energy of Materials With Misfitting Inclusions. ACTA METALLURGICA
- [19] Ramberg, W. Osgood, W.R. (1943). Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters. Technical Notes, National Advisory Comitee for Aeronautics.
- [20] Autodesk Knowledge Network – Helius PFA, “The Plasticity Model”. URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/ACMPAN-AME/files/GUID-F156C59C-37BE-437C-AD98-CD40B72BB89C-htm.html> [Março de 2019]
- [21] Autodesk Knowledge Network – Helius PFA, “The Rupture Model”. URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/ACMPAN-AME/files/GUID-6D1AC58A-D922-4AAB-AA6B-1FC2827D2659-htm.html> [Março de 2019]
- [22] Autodesk Knowledge Network – Helius PFA, “Material Characterization”. URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/ACMPAN-AME/files/GUID-144B8416-8216-45C7-A2A0-3889DC2CE373-htm.html> [Março de 2019]
- [23] Autodesk Knowledge Network – Moldflow Insight, “Moldflow Rotational Diffusion (MRD) Model”. URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/moldflow-insight/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/MoldflowInsight-Analyses/files/GUID-54ED8884-6EB2-44B9-98F4-9E6817CBF6F5-htm.html> [Abril de 2019]

- [24] Autodesk Knowledge Network – Helius PFA, “Elastic and Plastic Coefficients”. URL: <https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/ACMPAN-AME/files/GUID-846F14C4-3DEC-4686-88F5-EF3C91E865DF-htm.html> [Março de 2019]
- [25] Autodesk Helius PFA 2017 - Advanced Material Exchange Help: User’s Guide. (2017). URL: <http://help.autodesk.com/view/ACMPAN/2017/ENU/?guid=GUID-CED5AF9F-EF61-4890-9253-F85DACA3B4A0> [Abril de 2019]
- [26] FMA, “Introduction to advanced high-strength steels - Part I”. URL: <https://www.thefabricator.com/article/metalsmaterials/introduction-to-advanced-high-strength-steels---part-i> [Fevereiro de 2019]
- [27] EN 10346. (2009). Continuously hot-dip coated steel flat products – Technical delivery conditions, European Committee For Standardization
- [28] Total Material, “True stress – True strain curve: part four” (2010). URL: <https://www.totalmateria.com/page.aspx?ID=CheckArticle&site=kts&NM=279> [Março de 2019]
- [29] Autodesk Helius PFA 2016 - Advanced Material Exchange Help: User’s Guide. (2016). URL: <http://help.autodesk.com/view/ACMPAN/2016/ENU/?guid=GUID-62943BD6-4965-40C9-A232-6BC65927BFD6> [Março de 2019]
- [30] ABAQUS Analysis User's Manual - Abaqus 6.9-EF, “Adjusting initial surface positions and specifying initial clearances in Abaqus/Standard contact pairs”.URL: <http://130.149.89.49:2080/v6.9ef/books/usb/default.htm?startat=pt09ch32s03aus130.html> [Fevereiro de 2019]
- [31] ABAQUS Analysis User's Manual - Abaqus 6.10, “Contact pressure-overclosure relationships”. URL: <https://www.sharcnet.ca/Software/Abaqus610/Documentation/docs/v6.10/books/usb/default.htm?startat=pt09ch33s01aus154.html> [Janeiro de 2019]
- [32] ABAQUS Analysis User's Manual - Abaqus 6.6, “Coulomb friction”.URL: <https://classes.engineering.wustl.edu/2009/spring/mase5513/abaqus/docs/v6.6/books/stm/default.htm?startat=ch05s02ath135.html> [Março de 2019]
- [33] Calmels. S., Salmi. M., Virtual characterization of short chopped fiber reinforced plastics behaviors, e-Xstream Engineering
- [34] “Moldex3D”. URL: <https://www.moldex3d.com/en/> [Março de 2019]
- [35] “Engineering Simulation & 3D Design Software | ANSYS”, URL: <https://www.ansys.com/> [Março de 2019]
- [36]” Digimat - The Material Modeling Platform - MSC Software Corporation”. URL:

<https://www.mscsoftware.com/product/digimat> [Março de 2019]

[37] Manufacturing Guide, “Injection overmolding”. URL:

<https://www.manufacturingguide.com/en/injection-over-molding> [Março de 2019]

[38] Autodesk Knowledge Network – Moldflow Insight, “Mesh types”. URL:

<https://knowledge.autodesk.com/support/moldflow-insight/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/MoldflowInsight-Modelprep/files/GUID-4B1EA908-C18E-44E3-9BD9-14FE7F160291-htm.html> [Março de 2019]

[39] Autodesk Moldflow Insight 2016 – Help, “Theoretical basis for fiber orientation prediction”. URL:

<http://help.autodesk.com/view/MFIA/2016/ENU/?guid=GUID-50FF496F-0E3E-43CE-B30B-4B12CC24F7DE> [Março de 2019]

[40] Autodesk Knowledge Network – Helius PFA, “Mapping Suitability”. URL:

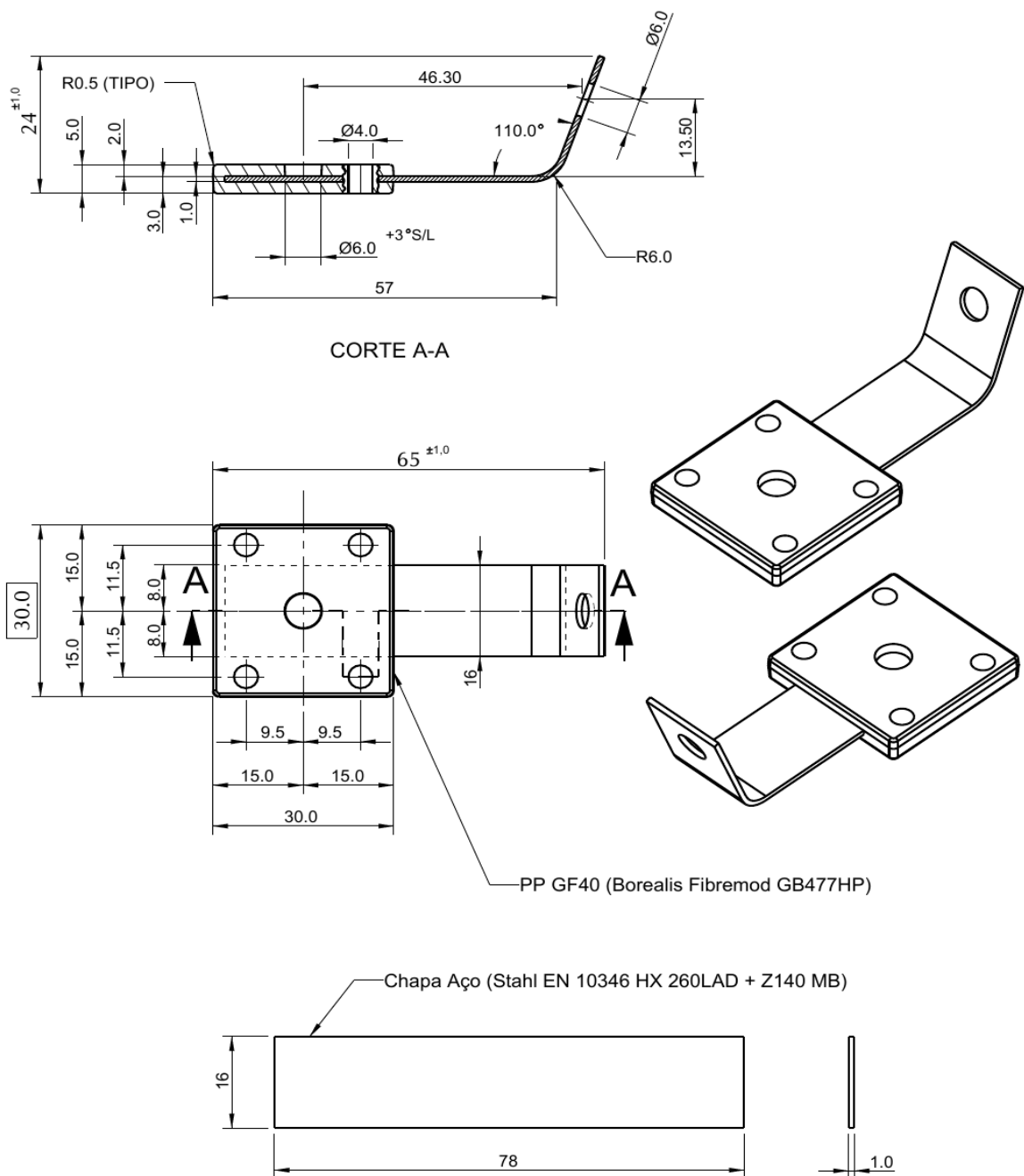
<https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/ENU/ACMPAN-AME/files/GUID-CD6C411E-A9C3-499F-ACF0-B2AFAFA814F4-htm.html> [Abril de 2019]

[41] Autodesk Knowledge Network – Helius PFA, “Mapping results”. URL:

<https://knowledge.autodesk.com/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2015/ENU/ACMPAN/files/GUID-F8B2DD75-CFA0-49A4-8F59-8AB3C690188F-htm.html> [Abril de 2019]

# ANEXOS

Anexo A: Desenho técnico da peça em estudo (cortesia da empresa Anibal H. Abrantes – Indústrias de Moldes e Plásticos S.A.)



## **Anexo B:** Notas sobre os resultados relativos ao caso *fan gate sim*

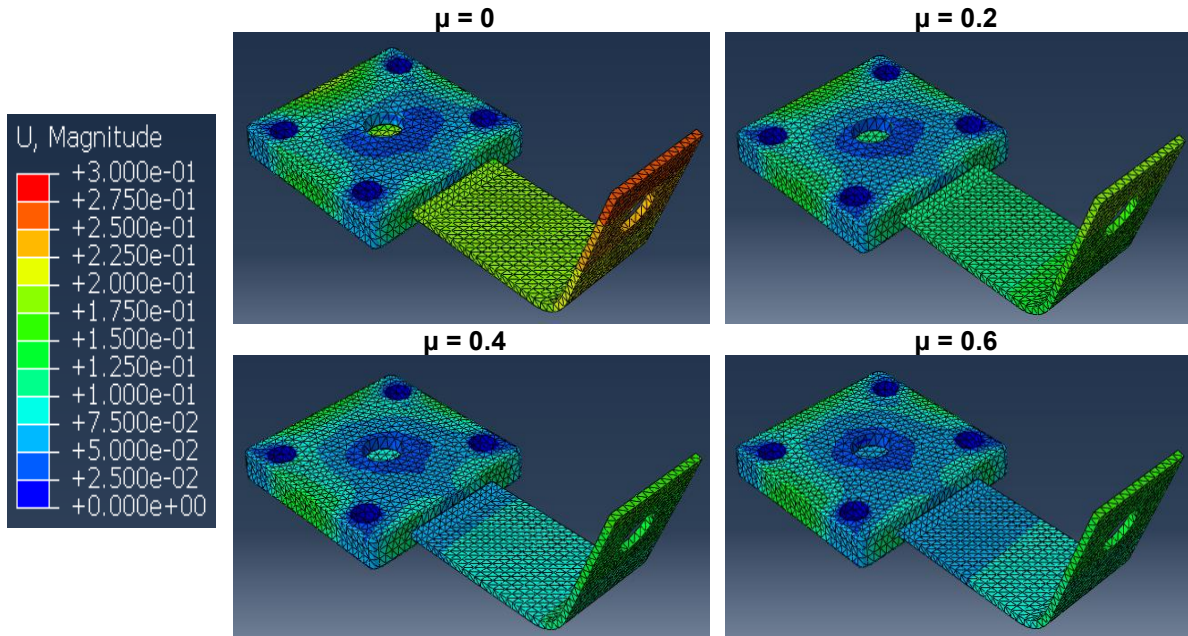
Relativamente ao caso *fan gate sim*, do Moldflow resultam deformações residuais menores, assim como uma distribuição mais uniforme dessas mesmas deformações, correlacionando-se diretamente com menores tensões residuais. Mediante isto, os resultados obtidos após o *Step-0* demonstram isso mesmo, menores deformações e gradientes comparativamente ao caso *hot runner sim*, proporcionando um total de energia menor, sendo a energia dissipada por atrito menor pois verificam-se um número menor de zonas em regime de escorregamento, ao passo que a área onde o contacto é fechado são bastantes superiores.

Após aplicar uma força de tração equivalente à do Caso Tr, verificou-se que o regime de fratura se iniciava cerca de 0.1 segundos após esse mesmo instante, mas respetivo à simulação do caso *hot runner sim*, logo a peça aguenta uma força mais intensa antes de romper. A região de inicialização e a sua propagação é muito semelhante, mas dá-se de uma forma mais lenta. Finalmente verificou-se um menor deslocamento de uma forma global, aliado ao que se registou no *Step-0*.

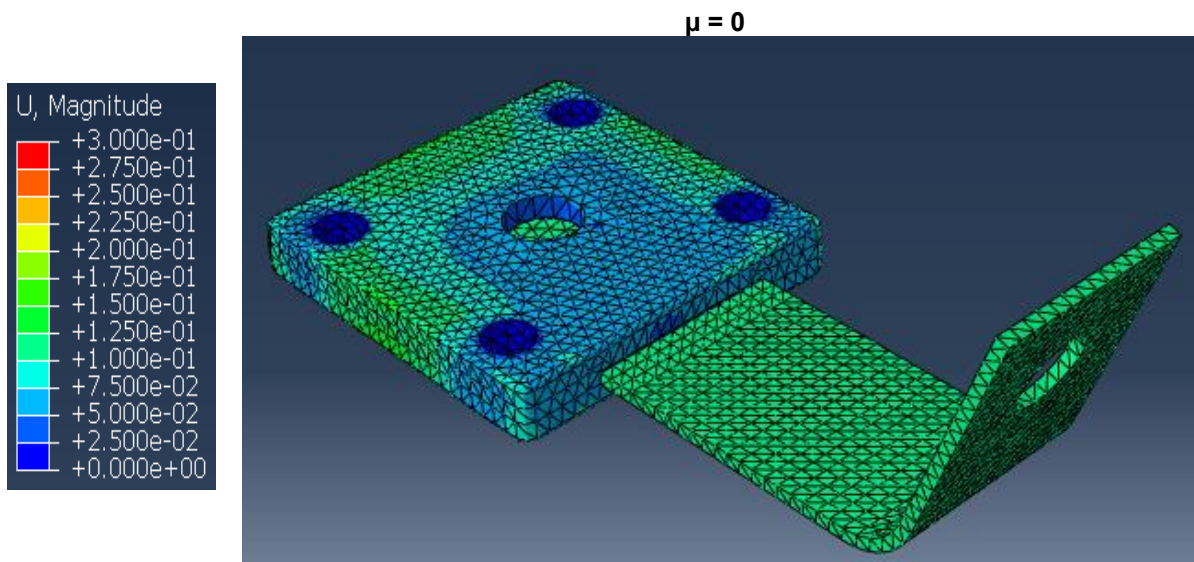
Tudo isto permite confirmar a importância da escolha do ponto de injeção, cujas consequências se alastram até ao fim da análise estrutural. Mesmo sem análise rigorosa, verifica-se que as deformações residuais e orientação das fibras contribuem de uma maneira que não pode ser desprezada nos fenómenos de contração e também de atrito consequentes da análise estrutural. De salientar que, como o ficheiro proveniente do Abaqus foi igual para ambos os casos, a equivalência de malha estrutural e condições estabelecidas garante a coerência e possibilidade de comparação entre resultados obtidos.

**Anexo C:** Resultados relativos à deformação da peça

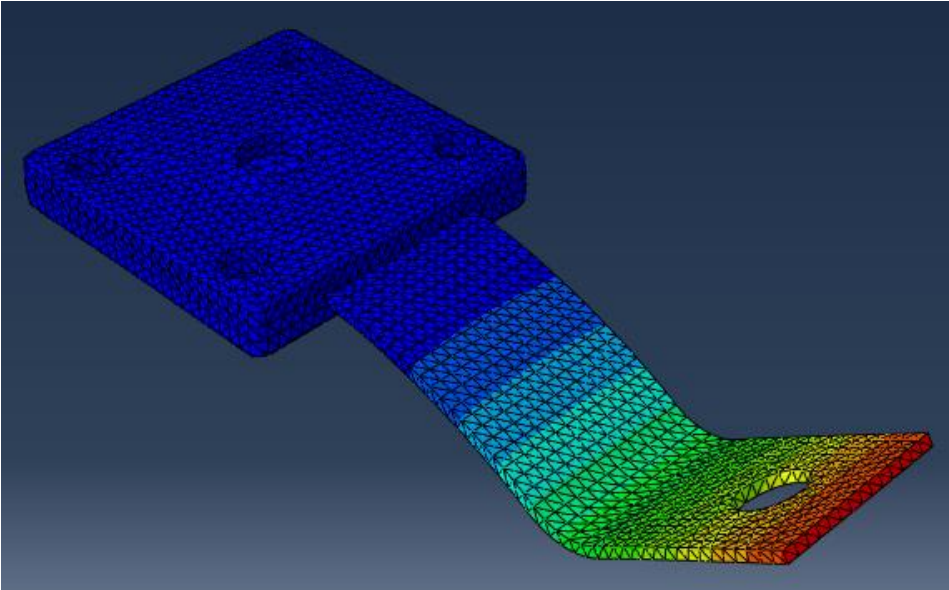
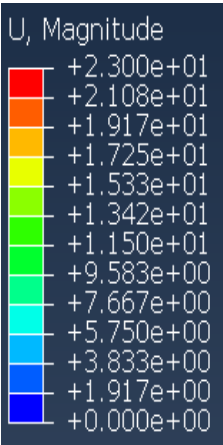
**Hot runner sim (caso Tr em t = 1.25 segundos):**



**Fan gate sim (caso Tr em t = 1.25 segundos):**



Caso Nor (t = 1.25 segundos) - genérico:





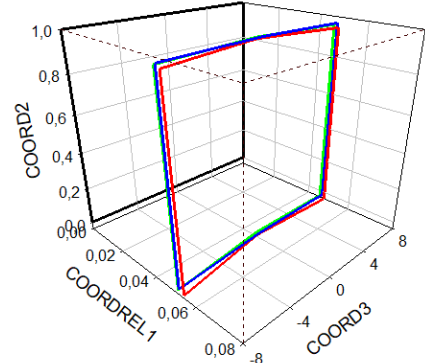
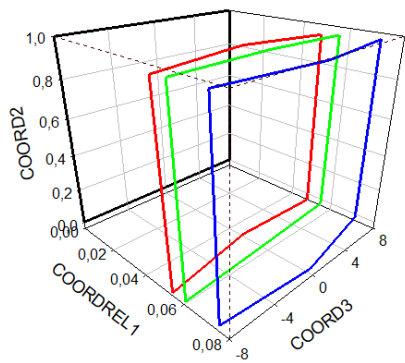
**Anexo D:** Deslocamentos verificados nas secções apontadas na Tabela 5.2 para o Caso Tr

**Artigo**

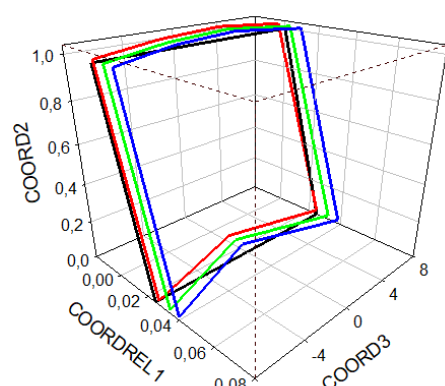
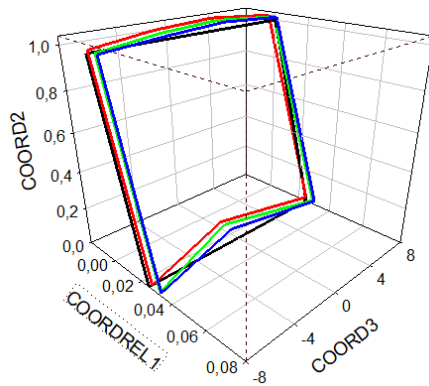
$\mu = 0$

$\mu = 0.6$

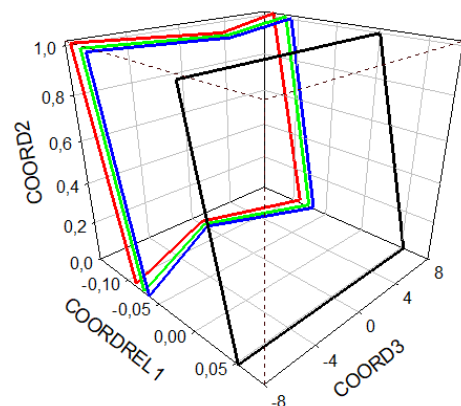
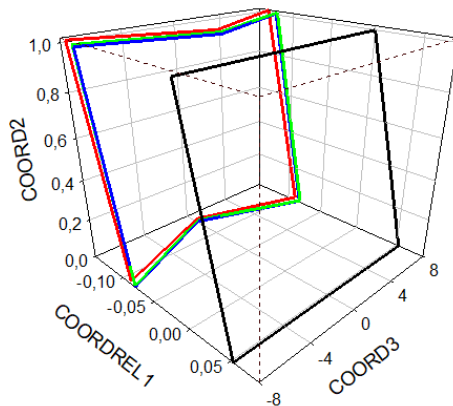
**Ponta**



**Meio**



**Saída**

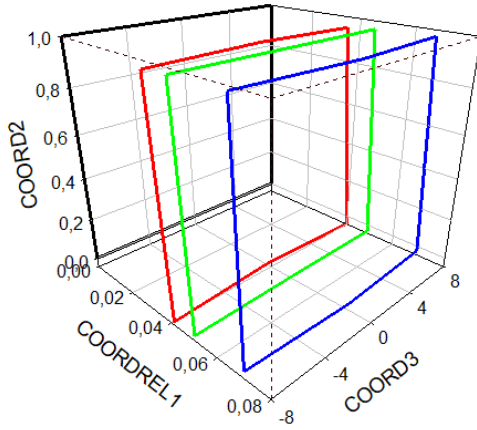


**Legenda (artigo e inserto)**

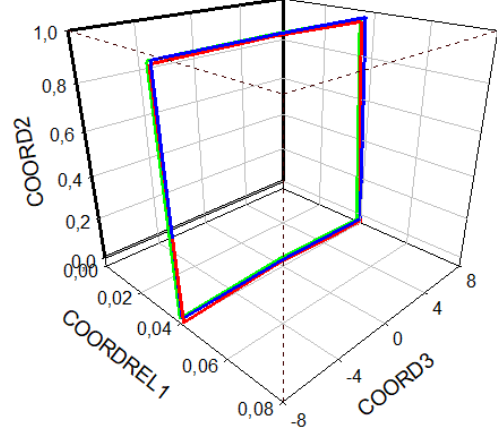
- Instante inicial
- *Step-forças*,  $t = 0s$
- *Step-forças*,  $t = 0.418s$
- *Step-forças*,  $t = 0.718s$  (fratura)

**Inserto**

$\mu = 0$



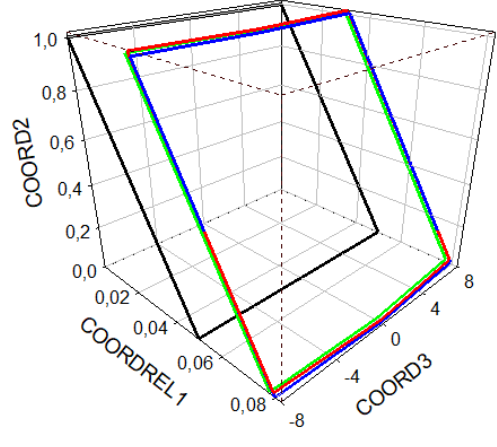
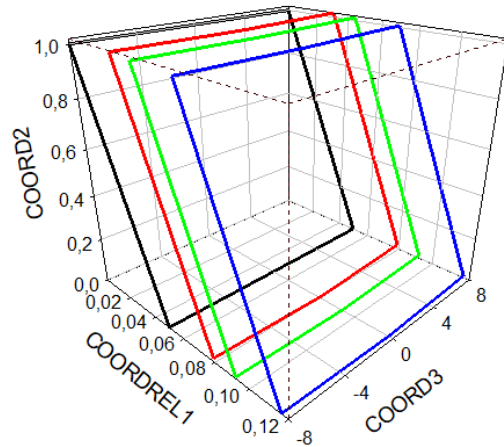
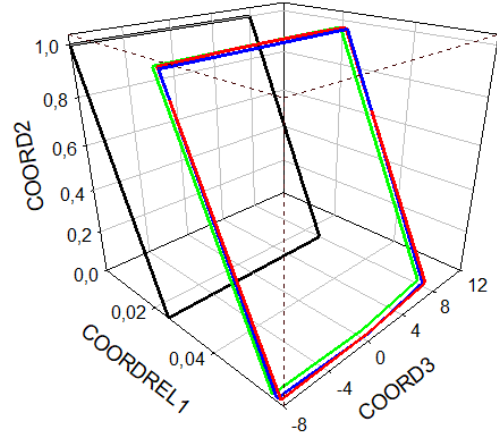
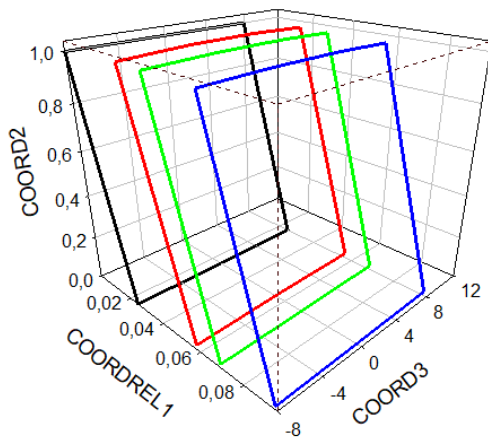
$\mu = 0.6$



**Ponta**

**Meio**

**Saida**



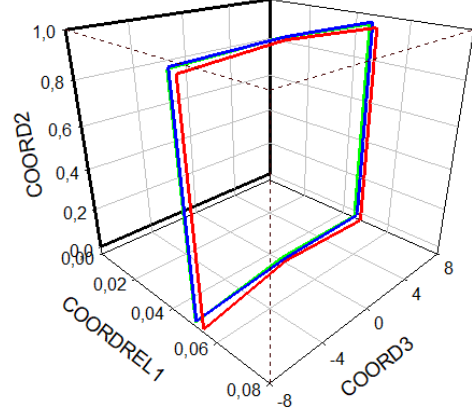
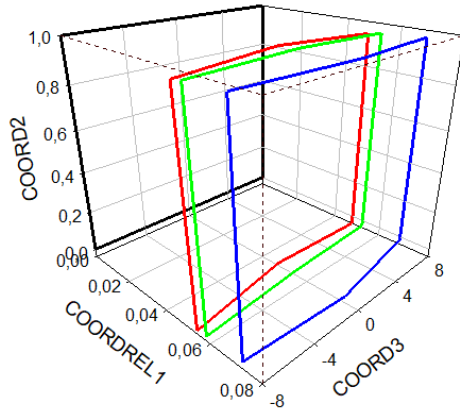
**Anexo E:** Deslocamentos verificados nas secções apontadas na Tabela 5.2 para o Caso Nor

**Artigo**

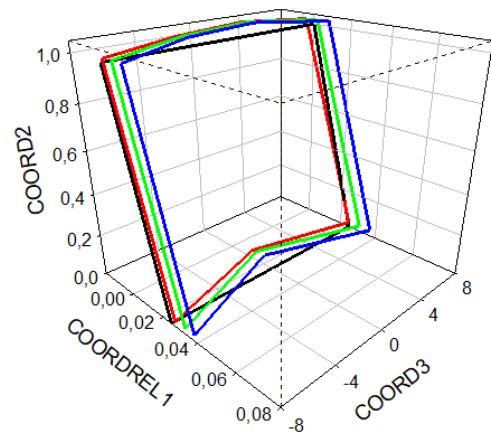
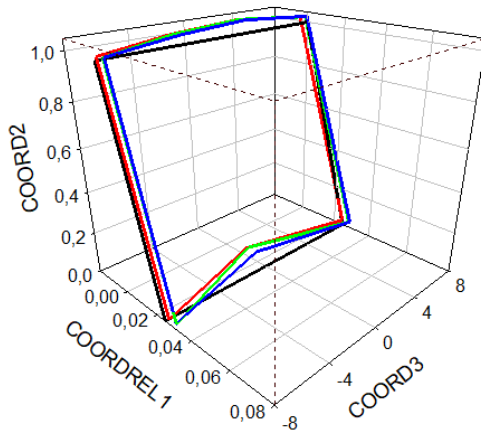
$\mu = 0$

$\mu = 0.6$

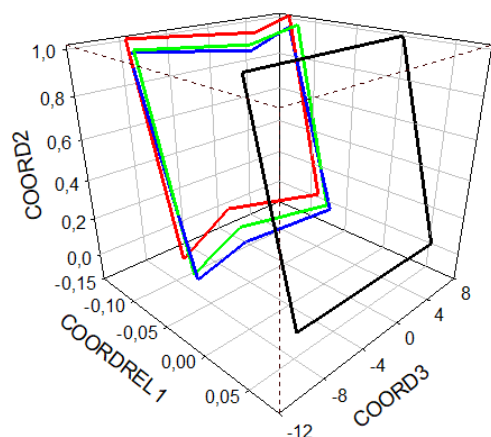
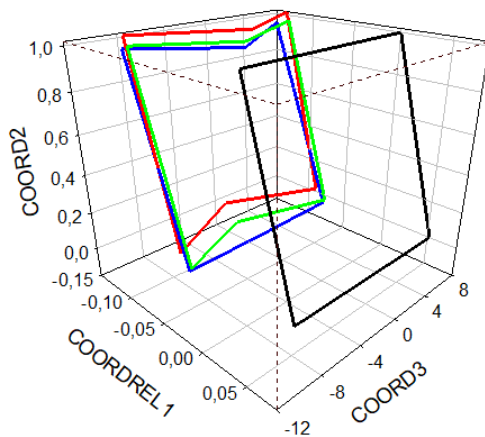
**Ponta**



**Meio**



**Saída**

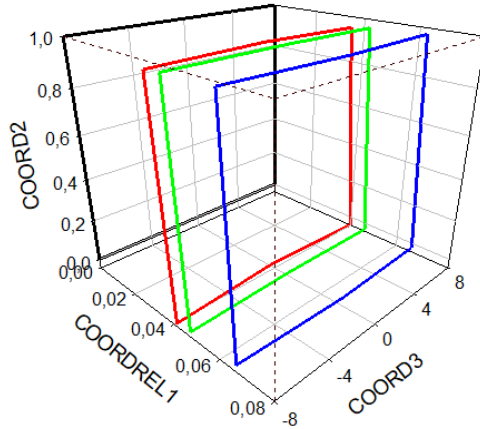


**Legenda (artigo e inserto)**

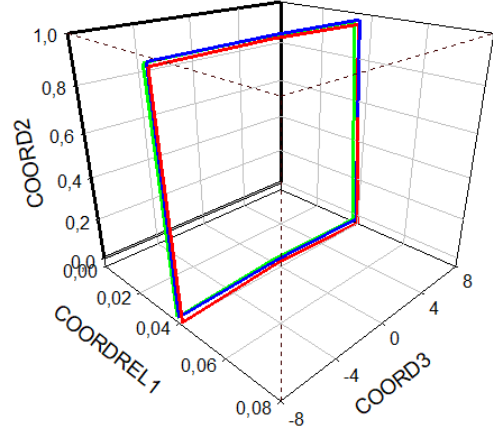
- Instante inicial
- *Step-forças*,  $t = 0s$
- *Step-forças*,  $t = 0.517s$
- *Step-forças*,  $t = 0.974s$  (fratura)

Inserto

$\mu = 0$



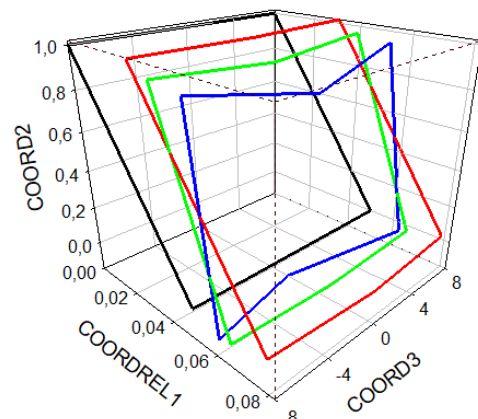
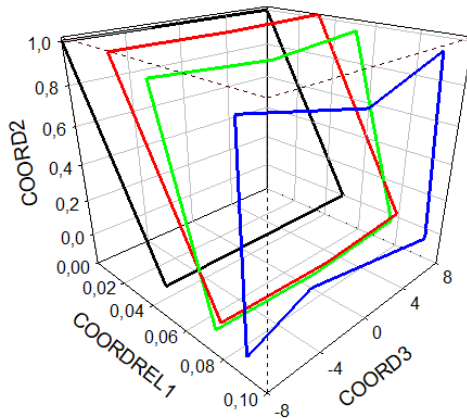
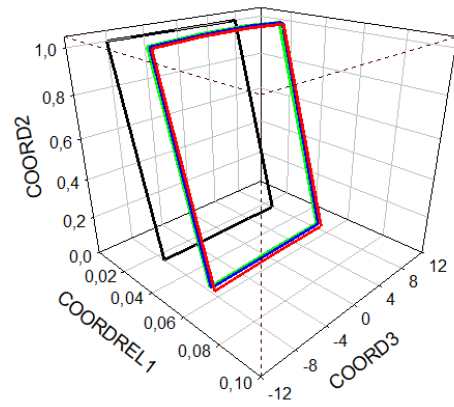
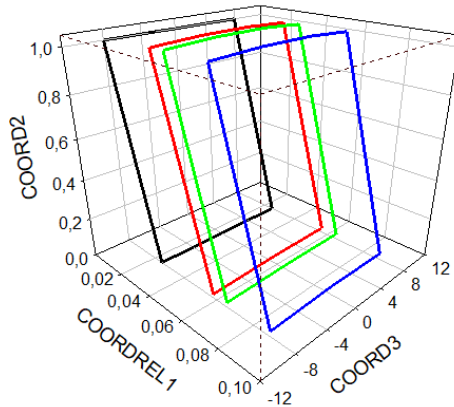
$\mu = 0.6$



Ponta

Meio

Saída



Nota relativa aos eixos:

- **COORDREL1:** Transposição da menor coordenada na posição inicial para  $x = 0$ , sendo os restantes valores relativos a essa posição
- **COORD2:** Coordenada em  $y$
- **COORD3:** Coordenada em  $z$