

José Carlos Castro Botelho

# ANÁLISE DO CALOR GERADO POR DEFORMAÇÃO PLÁSTICA EM AÇOS DE ALTA RESISTÊNCIA

Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica  
na Especialidade de Produção e Projeto

Julho de 2018



UNIVERSIDADE DE COIMBRA





FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS  
E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE  
ENGENHARIA MECÂNICA

# **Análise do calor gerado por deformação plástica em aços de alta resistência**

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia  
Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

## **Analysis of the heat generated by plastic deformation in high strength steels**

Autor

**José Carlos Castro Botelho**

Orientador

**Diogo Mariano Simões Neto**

Júri

Presidente **Professor Doutor Pedro André Dias Prates**  
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Vogal **Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira**  
Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra

Orientador **Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto**  
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

**Coimbra, Julho, 2018**



Aos meus pais,

“Um gênio é 1% de inspiração e 99% de transpiração.”

Thomas Edison



## **Agradecimentos**

O trabalho que aqui se apresenta só foi possível graças à colaboração e apoio de algumas pessoas, às quais não posso deixar de prestar o meu reconhecimento.

Um especial agradecimento aos meus pais e irmão, que me concederam todas as condições e me apoiaram sempre em todas as minhas decisões.

Um agradecimento aos meus “padrinhos” e a toda minha família pela amizade, confiança e encorajamento que sempre depositaram em mim.

Ao Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto, desejo expressar a minha sincera gratidão pela orientação científica desta dissertação, por toda a disponibilidade e boa disposição ao longo deste período de trabalho.

Gostava de agradecer também a Professora Doutora Marta Cristina Cardoso Oliveira pelo apoio e interesse demonstrado neste tema.

A todos os meus colegas e membros do Grupo de Tecnologia, o meu agradecimento pela amizade, ajuda e apoio, mas também pelo bom ambiente de trabalho que me proporcionaram.

Aos meus amigos, sem precisar de mencionar nomes, o meu profundo agradecimento por me terem acompanhado em todo o meu percurso académico, pelas longas horas de trabalho e estudo, mas também pelos grandes momentos de diversão que tivemos ao longo destes últimos cinco anos.

Por fim, às restantes pessoas que me apoiaram ao longo desta tese, o meu sincero agradecimento.





Esta dissertação foi realizada no âmbito do projeto Watch4ming: Monitorização da estampagem de aços de alta resistência, (P2020-PTDC/EMS-TEC/6400/2014), cofinanciado pela Fundação Portuguesa para a Ciência e Tecnologia (FCT) e pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), através do Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (POCI-01-0145-FEDER-016876).





## Resumo

Nos últimos anos a utilização dos aços de alta resistência têm vindo a aumentar na indústria automóvel. A elevada resistência mecânica destes aços permite reduzir o peso dos veículos em relação aos aços convencionais. A redução do seu peso permite a diminuição do consumo de combustível, levando a uma diminuição dos impactos ambientais provocados pelos automóveis. Porém, a utilização deste tipo de aços impõe novos desafios do ponto de vista tecnológico uma vez que a conformabilidade é menor. Além disso, o esforço nas ferramentas de estampagem é maior, bem como a geração de calor por deformação plástica e contacto com atrito. Apesar de pequenas variações de temperatura não alteram as propriedades mecânicas dos materiais metálicos, os lubrificantes utilizados no processo de conformação de chapas metálicas são muito sensíveis a pequenas variações de temperatura.

O objetivo principal deste trabalho é quantificar o aumento de temperatura gerado por deformação plástica em dois aços de alta resistência, o aço DP500 e o aço DP780. Para tal, o ensaio de tração uniaxial foi estudado com o auxílio do método dos elementos finitos, onde são avaliados vários parâmetros numéricos. O aumento de temperatura depende do coeficiente de Taylor e Quinney ( $\beta$ ), que traduz a percentagem de trabalho plástico convertido em calor durante a deformação plástica. Vários estudos demonstram que  $\beta=0,9$  para a maioria dos metais, sendo este o valor habitualmente usado em modelos de simulação numérica. No entanto, outros estudos mostram que  $\beta$  aumenta com a deformação plástica. Na modelação do ensaio de tração as perdas de calor para o exterior são consideradas, sendo estas por convecção natural na zona em contacto com o ar e por transferência de calor por contacto na zona das amarras do provete.

Neste trabalho são estudados dois provetes com geometrias diferentes, com o intuito de analisar a influência da geometria no aumento de temperatura. Os resultados obtidos mostram que a geração de calor é maior no aço DP780, pois possui tensões de escoamento superiores. No entanto, a geometria do provete (tamanho) não tem um impacto significativo no aumento de temperatura previsto. Considerando uma velocidade de amarra igual a 1 mm/s, no instante de carga máxima o aço DP500 alcança uma temperatura de 44,4°C e o aço DP780 de 52,7°C, sendo a temperatura inicial de 22°C. O aumento de

temperatura é superior para velocidades de deformação mais elevadas. De facto, o parâmetro que revelou maior influência no aumento de temperatura foi a velocidade de deformação, enquanto o que menos influenciou foi o coeficiente de transferência de calor por contacto.

**Palavras-chave:** Aços de alta resistência, Deformação plástica, Ensaio de tração, Aumento de temperatura, Método dos elementos finitos.

## Abstract

In the last few years, Advanced High Strength Steels (AHSS) use has been increasing in the automotive industry. These steels have a high mechanical strength that allows to reduce the vehicles weight compared to conventional steels. The weight reduction leads to a decrease in fuel consumption and, consequently, a reduction of the environmental impacts caused by cars. However, the use of this type of steel imposes new challenges from the technological point of view since formability is smaller. Besides, the mechanical loads in the stamping tools increases, as well as the heat generated by plastic deformation and contact with friction. Although small variations in temperature do not change the mechanical properties of the metallic materials, the lubricants used in the sheet metal forming process are very sensitive to small variations in temperature.

The main objective of this work is to quantify the temperature increase generated by plastic deformation in two AHSS, namely the DP500 steel and the DP780 steel. For this, the uniaxial tensile test was studied using the finite element method, where several numerical parameters are evaluated. Temperature increase depends on Taylor and Quinney coefficient ( $\beta$ ), which defines the fraction of plastic work converted into heat during plastic deformation. Several studies have shown that  $\beta = 0.9$  for most metals, which is the value commonly used in numerical simulation. However, other studies show that  $\beta$  increases with plastic deformation. The heat losses are considered in the tensile test modeling, assuming natural convection in specimen zone surrounded by air and thermal contact conductance in the zones of the specimen where the grip is applied.

In this work two specimens with different geometries are studied in order to analyze the influence of geometry on temperature increases. Results shown that heat generation is higher in the DP780 steel, because it has higher flow stress values. However, the geometry of the specimen (size) does not have a significant impact on the expected temperature increase. Considering a grip speed of 1 mm/s, at the instant of maximum load, the DP500 steel reaches a temperature of 44.4 °C and the DP780 steel of 52.7 °C, using the initial temperature of 22 °C. Besides, the temperature rise is higher for large values of plastic strain rate. In fact, the parameter with largest influence on the temperature rise is the plastic strain

rate, while the interfacial heat transfer coefficient presents a negligible impact on the predicted temperature.

**Keywords:** Advanced High Strength Steels, Plastic deformation, Uniaxial tensile test, Temperature increase, Finite element method.

## Índice

Índice de Figuras .....	xi
Índice de Tabelas .....	xv
Nomenclatura e Siglas .....	xvii
Nomenclatura Romana .....	xvii
Nomenclatura Grega.....	xviii
Siglas .....	xix
1. Introdução.....	1
1.1. Aços DP (Dual Phase) .....	1
1.2. Geração de calor por deformação plástica e atrito.....	3
1.3. Impacto da temperatura na lubrificação e comportamento mecânico .....	5
1.4. Coeficiente de Taylor e Quinney – $\beta$ .....	5
1.5. Objetivos.....	7
1.6. Organização da dissertação.....	7
2. Análise termomecânica do ensaio de tração.....	9
2.1. Condições de Ensaio.....	10
2.2. Transferência de calor para o exterior .....	11
2.2.1. Coeficiente de convecção natural.....	13
2.2.2. Coeficiente de transferência de calor por contacto.....	16
2.3. Modelo de elementos finitos.....	18
2.3.1. Discretização com elementos finitos .....	18
2.3.2. Comportamento mecânico.....	19
2.3.3. Comportamento térmico .....	21
3. Resultados e discussão .....	27
3.1. Aumento da temperatura em condições adiabáticas .....	28
3.2. Coeficiente de convecção natural e de transferência de calor por contacto .....	30
3.3. Coeficiente de Taylor e Quinney .....	35
3.4. Variação da temperatura antes e depois na estrição.....	39
3.5. Diferentes velocidades de ensaio .....	42
3.6. Diferente geometria do provete de tração.....	44
3.6.1. Transferência de calor para o exterior .....	44
3.6.2. Variação da temperatura.....	47
3.6.3. Velocidades de ensaio .....	50
4. Conclusões.....	53
Referências Bibliográficas.....	55





## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Representação da relação entre tensão de rotura e alongamento na rotura para vários aços, incluído os aços de alta resistência (Steels, 2013).....	2
Figura 1.2. (a) Representação de um processo de estampagem para chapas metálicas. (b e c) Representação em esquema da colocação dos termopares na matriz, na zona de deformação (Pereira & Rolfe, 2014). .....	4
Figura 2.1. Esquema de um ensaio de tração (Néris, 2011). .....	9
Figura 2.2. Geometria do provete I utilizado no ensaio de tração (dimensões em milímetros). .....	11
Figura 2.3. Geometria do provete II (geometria de grandes dimensões) utilizado no ensaio de tração, (dimensões em milímetros).....	11
Figura 2.4. Área do provete exposta ao coeficiente de convecção natural e transferência de calor por contacto: (a) provete I; (b) provete II.....	13
Figura 2.5. Evolução do coeficiente de convecção natural, para um plano vertical: (a) efeito da variação do comprimento do provete; (b) efeito da variação da temperatura de superfície do provete ( $L = 40\text{mm}$ ).....	16
Figura 2.6. Efeito da temperatura de superfície do provete no coeficiente de convecção natural para o caso de um plano horizontal ( $L = 40\text{mm}$ ). .....	16
Figura 2.7. Distribuição da temperatura na zona de contacto entre dois corpos (Incropera et al., 2011). .....	17
Figura 2.8. Malha de elementos finitos: (a) provete I; (b) provete II. ....	19
Figura 2.9. Curvas de tensão real-deformação plástica no ensaio de tração para dois materiais, usando os parâmetros da Tabela 2.3 na lei de Swift.....	20
Figura 2.10. Evolução do coeficiente de anisotropia nos dois materiais.....	21
Figura 2.11. Fração de trabalho plástico dissipado em calor em função da deformação plástica e do coeficiente de encruamento, com $\epsilon_0 = 0.005$ . .....	23
Figura 2.12. Solução aproximada da lei de Swift para cada material. ....	24
Figura 2.13. Fração de trabalho plástico convertido em calor em função da deformação plástica. Comparação entre diferentes valores de $\beta$ e o modelo de Zehnder. ....	25
Figura 3.1. Representação da zona de deformação plástica antes da carga máxima (Bertoldi, 2013). .....	28
Figura 3.2. Solução analítica para a evolução de temperatura em condições adiabáticas para os dois materiais e dois valores de $\beta$ , no provete I. ....	29
Figura 3.3. Valores de coeficiente de convecção natural e transferência de calor por contacto usados no ensaio de tração. ....	31

Figura 3.4. Evolução da temperatura no ponto central do provete para diferentes valores do coeficiente de convecção natural e do coeficiente de transferência de calor por contacto de $7500 \text{ W/m}^2\text{C}$ , com velocidade de ensaio de: (a) 1 mm/s; (b) 0,1 mm/s.....	32
Figura 3.5. Geometria da fração do provete I, com representação da coordenada x. ....	34
Figura 3.6. Variação da temperatura ao longo do comprimento do provete no instante de carga máxima considerando diferentes valores de: (a) coeficiente de transferência de calor por contacto; (b) coeficiente de convecção natural. Velocidade de ensaio de 0,1 mm/s. ....	35
Figura 3.7. Evolução da temperatura no ponto central do provete com diferentes valores de $\beta$ e modelo de Zehnder, para diferentes velocidades de ensaio: (a) 0,1 mm/s; (b) 1 mm/s; (c) 10 mm/s. ....	38
Figura 3.8. Indicação dos nós onde é avaliada a temperatura durante o ensaio de tração uniaxial.....	39
Figura 3.9. Evolução da temperatura em três nós distintos do provete até ao deslocamento imposto.....	40
Figura 3.10. Perfil de temperatura no instante de carga máxima para velocidade de ensaio de 1 mm/s. ....	41
Figura 3.11. Distribuição da temperatura ao longo do provete no instante de carga máxima e no instante final do ensaio considerando o provete I e comparando os dois materiais. Velocidade de ensaio de 1 mm/s. ....	42
Figura 3.12. Evolução da temperatura no ponto central do provete para diferentes velocidades de deslocamento da amarra no ensaio de tração uniaxial para os dois aços estudados.....	43
Figura 3.13. Distribuição da temperatura ao longo do comprimento do provete para diferentes velocidades de deslocamento da amarra no ensaio de tração uniaxial para os dois aços estudados, para o instante de carga máxima. ....	44
Figura 3.14. Evolução da temperatura no ponto central do provete para diferentes valores do coeficiente de convecção natural utilizando 1 mm/s de velocidade de deslocamento da amarra.....	45
Figura 3.15. Distribuição da temperatura ao longo do comprimento do provete no instante de carga máxima para valores diferentes do coeficiente de convecção natural e velocidade da amarra de 1 mm/s.....	46
Figura 3.16. Geometria da fração do provete II, com representação da coordenada x.....	47
Figura 3.17. Evolução da temperatura no ponto central do provete I e II até ao instante de carga máxima para os dois materiais analisados. Velocidade de ensaio de 1 mm/s.....	48
Figura 3.18. Distribuição da temperatura ao longo do provete no instante de carga máxima e no instante final do ensaio, para o provete II com velocidade da amarra de 1 mm/s.....	49

Figura 3.19. Distribuição da temperatura no instante de carga máxima para ambos os materiais considerando a velocidade de amarra de 1 mm/s. .... 50

Figura 3.20. Distribuição de temperatura ao longo do comprimento do provete no instante de carga máxima para diferentes velocidades de ensaio. .... 51



## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1.1. Coeficiente de Taylor e Quinney para diferentes aços .....	6
Tabela 2.1. Propriedades térmicas para aços de alta resistência. ....	12
Tabela 2.2. Propriedades do ar em contacto com o provete (Incropera et al., 2011). ....	15
Tabela 2.3. Parâmetros da lei de Swift para os dois materiais (Costa, 2017).....	20
Tabela 2.4. Coeficiente de anisotropia em três direções em relação à direção de laminação para os dois materiais (Costa, 2017). ....	21
Tabela 2.5. Parâmetros de anisotropia segundo o critério de Hill '48 para os dois materiais(Costa, 2017).....	21
Tabela 2.6. Parâmetros da lei aproximada de Swift em cada material .....	24



---

## NOMENCLATURA E SIGLAS

### Nomenclatura Romana

$c_p$  – Calor específico

$E$  – Módulo de Elasticidade

F, G, H, L, M, N – Parâmetros de anisotropia do critério de Hill'48

$g$  – Aceleração gravítica

$h_c$  – Coeficiente de transferência de calor por contacto

$h_n$  – Coeficiente de convecção natural

K – Parâmetro da lei de Swift

$K_z$  – Constante do modelo de Zehnder

$k$  – Condutividade térmica

$L$  – Comprimento do provete exposto a convecção natural

$\overline{Nu}_L$  – Número de Nusselt(médio)

$n$  – Coeficiente de encruamento

Pr – Número de Prandtl

$\dot{Q}$  – Taxa de energia dissipada como calor

$q_x$  – Fluxo de calor entre dois metais

$Ra_L$  – Número de Rayleigh

$r_0$  – Coeficiente de anisotropia na direção de laminagem

$r_{45}$  – Coeficiente de anisotropia com  $45^\circ$  em relação a direção de laminagem

$r_{90}$  – Coeficiente de anisotropia com  $90^\circ$  em relação a direção de laminagem

$r(\varphi)$  – Coeficiente de anisotropia com  $\varphi^\circ$  em relação a direção de laminagem

$S$  – Superfície de um corpo sólido

$T$  – Temperatura

$T_A$  – Temperatura do material A

$T_B$  – Temperatura do material B

$T_\infty$  - Temperatura ambiente

$T_s$  – Temperatura da superfície em contacto com o ar

$V$  – Volume de um corpo sólido  
 $\nu$  – Coeficiente de Poisson  
 $\dot{W}_p$  – Taxa de trabalho plástico  
 $\dot{W}_s$  – Taxa de energia retida no material  
 $Y$  – Parâmetro da lei de Swift

## Nomenclatura Grega

$\alpha$  – Difusividade térmica  
 $\beta$  – Coeficiente de Taylor e Quinney  
 $\gamma$  – Coeficiente de expansão térmica  
 $\Delta T$  – Variação de temperatura  
 $\Delta T_c$  – Variação de temperatura entre dois corpos em contacto  
 $\Delta \varepsilon^p$  – Variação da deformação plástica  
 $\varepsilon_0$  – Parâmetro da lei de Swift/deformação limite de elasticidade  
 $\varepsilon^e$  – Deformação elástica  
 $\varepsilon^p$  – Deformação plástica  
 $\bar{\varepsilon}^p$  – Deformação plástica equivalente  
 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$  – Tensor da taxa de deformação plástica  
 $\nu$  – Viscosidade cinemática  
 $\rho$  – Densidade  
 $\sigma$  – Tensão de tração  
 $\sigma_0$  – Tensão limite de elasticidade  
 $\boldsymbol{\sigma}$  – Tensor da tensão de Cauchy  
 $\varphi$  – Ângulo em relação à direção de laminagem



## **Siglas**

AHSS – *Advanced High Strength Steels*

AISI - *American Iron and Steel Institute*

BH – *Bake Hardening*

C-Mn – *Carbon-Manganese*

DD3IMP - Deep Drawing 3D IMPLICIT finite element code

DP – *Dual-Phase*

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

GPa – GigaPascal

HSLA – *High Strength Low Alloy*

IF – *Interstitial Free*

MP – *Multi Phase*

TRIP – *Transformation Induced Plasticity*



## 1. INTRODUÇÃO

A utilização crescente dos aços de alta resistência na indústria automóvel conduz a vários problemas no processo de conformação plástica de chapas metálicas. Contudo, a maior resistência mecânica dos materiais e mais segurança dos veículos levará com que o uso deste tipo de aços seja cada vez maior. De facto, a necessidade de carroçarias mais leves nos automóveis motivou a aplicação destes materiais. No entanto, muitos estudos têm sido desenvolvidos com o objetivo de melhorar a resistência, a ductilidade e a resistência à fadiga pois a elevada resistência mecânica conduz a uma menor capacidade de deformação, causando vários problemas no processo de estampagem (Lesch, Kwiaton, & Klose, 2017). Na produção de componentes por estampagem de aços de alta resistência a velocidade de produção precisa de ser reduzida para minimizar os problemas relacionados com o desgaste das ferramentas, envolvendo também o aquecimento provocado por atrito entre o material e as ferramentas (Pereira & Rolfe, 2014).

Os aços de alta resistência começaram a surgir na indústria automóvel na década de 70, substituindo os aços convencionais com o objetivo principal de diminuir o peso dos automóveis e consequentemente o consumo de combustível (Lesch et al., 2017). Nesta época o preço dos combustíveis subiu drasticamente e era necessária uma revolução para combater este problema. A utilização destes novos aços resolvia este problema, conseguindo carroçarias mais leves. No entanto, originavam novos problemas relacionados com a baixa ductilidade, propriedade essencial nos processos de estampagem. Assim, nos últimos anos foram desenvolvidos novos aços de alta resistência de forma a conseguir uma boa combinação entre resistência mecânica e ductilidade, com o objetivo de satisfazer os requisitos da indústria automóvel (Lesch et al., 2017).

### 1.1. Aços DP (Dual Phase)

Este estudo é baseado nos aços DP (Dual Phase) que se enquadram nos aços de alta resistência. Estes aços foram desenvolvidos com o objetivo de criar uma boa combinação de resistência à tração e ductilidade, conseguindo estas características com as suas duas fases, a fase ferrítica e martensítica. Contêm cerca de 10 a 20% de fase martensítica

garantindo-lhe uma boa resistência à tração com valores acima dos 600 MPa e uma boa ductilidade garantida pela fase ferrítica (Rocha, Melo, Pereloma, & Santos, 2005). Os aços DP são adequados para o fabrico de peças por estampagem, pois têm uma boa capacidade de deformação. A alta resistência mecânica garante-lhes uma boa capacidade de absorver energia no caso de uma colisão provocada, por exemplo, num acidente de automóvel. Com esta microestrutura os aços DP podem variar a sua ductilidade de acordo com a fase martensítica. Na curva tensão-deformação não é perceptível o limite de elasticidade, pois estes materiais têm baixa deformação elástica, elevado coeficiente de encruamento, podem ser endurecidos por recozimento, contêm baixo teor em carbono e possuem boa resistência à fadiga (Kuziak, Kawalla, & Waengler, 2008).

O comportamento dos diferentes aços, incluindo aços convencionais e aços de alta resistência, é apresentado na Figura 1.1 de forma esquemática. Como se pode observar, os aços DP possuem uma grande gama de valores para a resistência mecânica em comparação com os aços convencionais. No entanto, quanto maior for a resistência mecânica do material menor é o seu alongamento na rotura, ou seja, para materiais com elevada resistência mecânica, a deformação plástica que ocorre no material antes da rotura é reduzida.

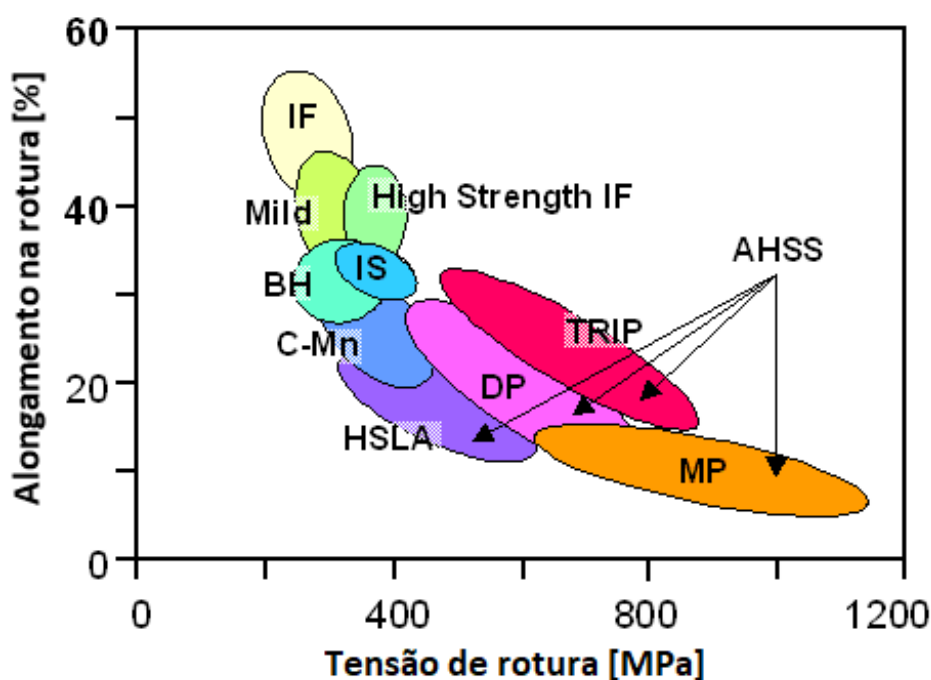


Figura 1.1. Representação da relação entre tensão de rotura e alongamento na rotura para vários aços, incluído os aços de alta resistência (Steels, 2013).

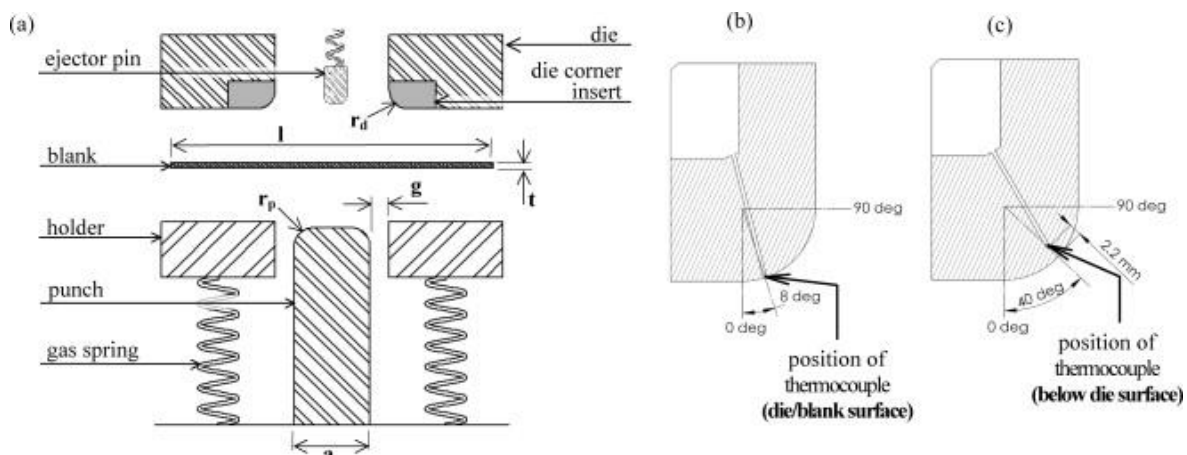
## 1.2. Geração de calor por deformação plástica e atrito

O aquecimento provocado por deformação plástica e pelo atrito são temas estudados já há alguns anos. Um estudo feito por Farren & Taylor, (1925) em vários metais mostrou que aproximadamente 90% do trabalho realizado por deformação plástica é convertido em calor. A deformação plástica provoca defeitos internos no material, alterando a energia interna que depende da quantidade de defeitos. No modelo de (Alan T. Zehnder, 1991) a energia interna é calculada em função da deformação plástica. Esta energia na forma de calor é responsável pelo aquecimento do material e parte dela é dissipada para o exterior através de convecção natural e condução de calor por contacto. Com perdas de calor para o exterior, o fluxo de calor dentro do material é maior, comparado com um processo adiabático em que não há perdas de calor para o exterior (Kapoor & Nemat-Nasser, 1998). Grandes aumentos de temperatura produzidos por deformação plástica podem levar à alteração das propriedades mecânicas. A evolução da temperatura pode ser medida com termopares, que são colocados estrategicamente de forma a registar a variação de temperatura. Grande parte da energia dissipado pelo atrito é convertida em calor. O calor gerado por atrito é provocado pelas forças de atrito em simultâneo com o deslizamento relativo dos corpos em contacto. O atrito entre a chapa e a matriz gera calor, o qual é distribuído entre a chapa e as ferramentas. No entanto, a chapa está constantemente a ser substituída numa produção em série enquanto o conjunto de ferramentas é sempre o mesmo. No processo de estampagem é usado um lubrificante na zona de contacto entre os dois materiais para reduzir o atrito, conseguido uma diminuição de geração de calor devido à redução do atrito.

Vários estudos feitos nos últimos anos com o auxílio do métodos dos elementos finitos, analisam a variação de temperatura provocado pelo processo de estampagem nas ferramentas e na chapa. (Groche, Nitzsche, & Elsen, 2008) previram um aumento de temperatura na ordem dos 20°C na zona do raio da matriz para uma velocidade do punção de 100 mm/s. No estudo feito por (J. H. Kim, Sung, Piao, & Wagoner, 2011) analisaram um aço DP e foi prevista uma temperatura de 100°C para o material deformado com uma velocidade de deformação de 50mm/s.

No estudo feito por (Pereira & Rolfe, 2014) é medido o aumento de temperatura provocado por atrito e pela deformação plástica no aço DP780 deformado pelo processo de

estampagem. O esquema é representado na Figura 1.2, onde uma chapa é deformada à temperatura ambiente. A força do cerra-chapas é controlada pelas molas a gás e é escolhida de forma a conseguir a dobra da chapa. Neste processo a chapa é lubrificada com uma camada fina de óleo, com o objetivo de diminuir o atrito entre o material e as ferramentas.



**Figura 1.2.** (a) Representação de um processo de estampagem para chapas metálicas. (b e c) Representação em esquema da colocação dos termopares na matriz, na zona de deformação (Pereira & Rolfe, 2014).

Nesse estudo foi utilizado um modelo termomecânico de elementos finitos capaz de reproduzir este processo de estampagem e avaliar a variação de temperatura ocorrida na chapa e na matriz. Para o aço DP780 a temperatura máxima registada na matriz foi de 180°C provocado pelo atrito entre a matriz e a chapa. A temperatura máxima prevista para a chapa foi de 108°C com o atrito a ser igualmente a principal causa para este aumento. Estes resultados foram obtidos para uma velocidade do punção de 300mm/s.

A variação de temperatura pode ser medida utilizando outras técnicas. Um trabalho feito por (Moss & Pond, 1975), em que mediram a temperatura com radiação de infravermelhos emitida pelo material deformado. Esta técnica foi usada para medir a temperatura na superfície de uma amostra de cobre. No estudo feito por (Ohbuchi, Sakamoto, & Nagatomo, 2016) é também medida a radiação de infravermelhos com o auxílio de uma camara de imagem térmica. Foi usado o ensaio de tração para ver a distribuição de temperatura na superfície de um provete durante a deformação plástica. A grande vantagem dos sistemas óticos em comparação com os termopares é a obtenção de um mapa de temperaturas em vez de uma temperatura pontual. No entanto, a precisão dos termopares é superior.

### 1.3. Impacto da temperatura na lubrificação e comportamento mecânico

A lubrificação desempenha um papel muito importante na estampagem, sendo responsável pela redução do atrito entre as ferramentas e a peça a conformar. As propriedades do material, as condições de atrito e a alta temperatura são fatores que afetam o desempenho dos lubrificantes. A escolha do lubrificante certo é bastante importante para garantir a qualidade do componente formado (H. Kim, Sung, Sivakumar, & Altan, 2007). A redução do atrito diminui os esforços nas ferramentas e nas peças de trabalho, garantido melhor qualidade e maior durabilidade dos componentes.

Os problemas térmicos podem ser resolvidos com lubrificação adequada, capaz de reduzir o aquecimento provocado pelo atrito, permitindo velocidades maiores no processo de estampagem. No entanto, as condições de contacto lubrificado são sensíveis a pequenas variações de temperatura, ou seja, altas temperaturas podem levar à degradação das propriedades do lubrificante. Vários testes têm sido desenvolvidos utilizando modelos de elementos finitos que simulam processos de estampagem, para avaliar o desempenho do lubrificante (Chandrasekharan, Palaniswamy, Jain, Ngaile, & Altan, 2005). A desvantagem destes testes é a incapacidade de estimar resultados para altas pressões de contacto e altas velocidades de deslizamento. A maior parte dos testes são realizados à temperatura ambiente e na realidade a temperatura nos processos de estampagem pode chegar aos 200°C (Chandrasekharan et al., 2005). Em geral, assume-se que a variação de temperatura não é suficiente para provocar o amaciamento do material, no entanto, como já foi referido anteriormente pequenas variações de temperatura podem afetar a qualidade do lubrificante.

### 1.4. Coeficiente de Taylor e Quinney – $\beta$

O coeficiente de Taylor e Quinney define a percentagem de trabalho plástico convertido em calor durante a deformação plástica de um material metálico. A maior parte do trabalho é convertido em calor, sendo apenas uma pequena parte deste retido no material. Os primeiros trabalhos e as primeiras investigações sobre este assunto foram desenvolvidas por (Farren & Taylor, 1925) e (Taylor & Quinney, 1934). Para a maioria dos metais este coeficiente é assumido constante, com valores entre 85 a 95% de trabalho plástico convertido em calor. Farren e Taylor demonstraram que para a maior parte dos metais o valor de  $\beta$  é cerca de 90%.

Existem duas formas de determinar o coeficiente de Taylor e Quinney, ambas recorrendo à avaliação da temperatura. Quando a deformação plástica ocorre num pequeno intervalo de tempo as perdas de calor podem ser desprezadas no cálculo do coeficiente de Taylor e Quinney. Por outro lado, quando a deformação ocorre num período de tempo longo as perdas de calor para o meio ambiente têm que ser tomadas em conta na avaliação do coeficiente de Taylor e Quinney. Nos trabalhos feitos por (Farren & Taylor, 1925) e (Taylor & Quinney, 1934) foram consideradas deformações com geração de calor quase adiabáticas, i.e. as perdas de calor para o meio exterior foram insignificantes (A. T. Zehnder, Babinsky, & Palmer, 1998).

Um trabalho feito por (Knysh & Korkolis, 2015) para determinar o coeficiente de Taylor e Quinney em função da deformação plástica, mostra que para quatro materiais diferentes, dois aços inoxidáveis e duas ligas de titânio o valor de  $\beta$  não é constante. Com o aumento da deformação plástica  $\beta$  diminui para estes materiais, com valores entre 0,55 e 0,8. Comparando os aços com as ligas de titânio os resultados mostram que os titânios dependem mais da velocidade de deformação.

O coeficiente de Taylor e Quinney pode ser definido usando a técnica da radiação de infravermelhos para um ensaio de alta velocidade, onde é possível obter condições adiabáticas. Vários autores estudaram a evolução de  $\beta$  em função da deformação plástica, a Tabela 1.1 são mostrados valores de  $\beta$  para diferentes materiais determinados de diferentes autores.

**Tabela 1.1.** Coeficiente de Taylor e Quinney para diferentes aços.

Material	$\beta$	Referência
Aço carbono	0,4 – 0,85	(Chrysochoos et al, 1989)
Aço TRIP	0,8 – 1,0	(Rusinek et al, 2009)
Aço macio	0,87 – 0,93	(Taylor et al, 1934)
Aço AISI	0,9	(Oliferuk et al, 2004)
Aço inoxidável	0,4 – 0,7	(Zehnder et al, 1998)

Quando é analisada a geração de calor é preciso ter em consideração as perdas para o meio ambiente. Na engenharia mecânica a dissipação de energia é um fator muito importante, e neste trabalho é fundamental avaliar as perdas de calor para o meio ambiente. Considera-se um processo adiabático quando não há perda de energia, neste caso, quando



não há perdas de calor para o exterior. Num processo adiabático apenas há alteração da energia interna.

### **1.5. Objetivos**

O principal objetivo deste trabalho é avaliar numericamente o aumento de temperatura induzida por deformação plástica em aços de alta resistência. Para tal foi utilizado o ensaio de tração uniaxial pela sua simplicidade e ampla utilização na caracterização do comportamento mecânico de metais. Uma vez que o calor gerado resulta da deformação plástica, a modelação do ensaio de tração uniaxial requer a utilização de um modelo termomecânico. Além disso, dado que a velocidade imposta nas amarras de tração é relativamente baixa, isso requer a modelação das perdas de calor por convecção natural e transferência de calor por contacto na amarra. Por outro lado, o aumento de temperatura é influenciado pelo coeficiente de Taylor e Quinney, o qual define a fração de trabalho plástico convertido em calor. Neste estudo são utilizados dois aços de alta resistência diferentes, bem como dois provetes de geometria distinta. A influência da velocidade de deformação no aumento de temperatura é avaliado considerando vários valores de velocidade da amarra no ensaio de tração.

### **1.6. Organização da dissertação**

Esta dissertação está dividida em quatro capítulos, incluindo o presente capítulo introdutório, com o intuito de melhorar a compreensão do trabalho. No presente capítulo, foi feita uma abordagem ao tema em geral, enquadrando os aços de alta resistência e o aumento de temperatura provocado por deformação plástica. Este trabalho enquadra-se no processo de estampagem de aços de alta resistência, que envolve grandes valores de deformação plástica e tempos de ciclo relativamente curtos.

No capítulo dois são descritas as condições do ensaio de tração uniaxial, o qual foi selecionado para avaliar o aumento de temperatura induzido por deformação plástica. O modelo de simulação numérica desenvolvido para modelar o ensaio apresentado, incluindo a geração e a transferência de calor para o exterior. Neste tópico é mostrado detalhadamente as condições e os processos de realização deste trabalho.

No capítulo três são apresentados os resultados e é realizada a respetiva discussão. Estes resultados foram obtidos por simulação numérica do ensaio de tração. Os resultados são apresentados e divididos em diferentes secções, dando especial importância ao aumento de temperatura provocado pela deformação plástica. Posteriormente são também analisadas diferentes condições, tais como, a resistência mecânica da chapa metálica, a velocidade de deformação, diferente geometria do provete e diferente percentagem de trabalho plástico convertido em calor durante a deformação plástica.

No quarto e último capítulo são apresentadas as principais conclusões obtidas com a realização deste trabalho.

## 2. ANÁLISE TERMOMECÂNICA DO ENSAIO DE TRAÇÃO

Neste estudo, a geração de calor por deformação plástica é quantificada através do ensaio de tração uniaxial. Este ensaio é relativamente simples e rápido de fazer, sendo um teste muito utilizado na engenharia para identificar as propriedades elásticas e plásticas de diferentes materiais metálicos. A amostra é deformada, geralmente até à fratura, com o aumento da carga de tração que é aplicada na direção do eixo mais comprido da amostra, como se pode ver na Figura 2.1. Durante o ensaio, a deformação plástica concentra-se na região central do provete, onde a área de secção transversal é menor. Em várias aplicações de produção industrial é fundamental conhecer o comportamento plástico dos materiais, como por exemplo no forjamento e na estampagem de chapas metálicas (Cabezas & Celentano, 2004). A resistência mecânica e a ductilidade são as principais propriedades dos materiais metálicos determinadas recorrendo ao ensaio de tração uniaxial. No entanto, neste trabalho o ensaio de tração é utilizado para quantificar o calor gerado durante a deformação plástica de chapas metálicas.

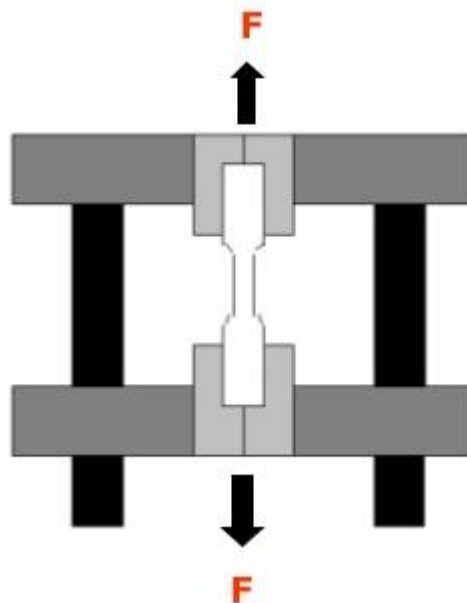


Figura 2.1. Esquema de um ensaio de tração (Néris, 2011).

Apesar de os ensaios de tração uniaxial serem realizados à temperatura ambiente, a deformação plástica provoca um aumento de temperatura. Para determinar esse aumento de temperatura provocado pela deformação plástica é necessário conhecer a distribuição da tensão durante o ensaio de tração. Nos momentos iniciais tanto, a tensão como a deformação plástica são quase uniformes ao longo da secção útil do provete, conduzindo inicialmente a uma geração de calor também uniforme. Após a concentração da deformação na zona central do provete, a geração de calor concentra-se na zona central, sendo necessário recorrer à simulação numérica para quantificar o aumento de temperatura (Gao & Wagoner, 1987).

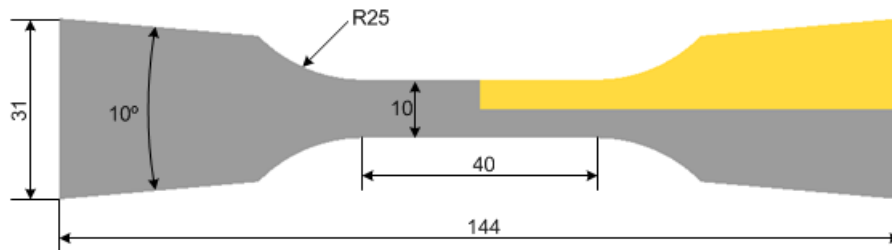
Neste capítulo são apresentadas as condições do ensaio de tração uniaxial, sendo consideradas duas geometrias diferentes de provete de tração, bem como dois materiais (DP500 e DP780). As condições de fronteira térmicas, responsáveis pelas perdas de calor para o meio ambiente e amarras, requerem a definição do coeficiente de convecção natural e do coeficiente de transmissão de calor por contacto. Finalmente, é apresentado o modelo de elementos finitos, contendo a malha de elementos finitos do provete, a modelação do comportamento mecânico e o modelo térmico utilizado.

## **2.1. Condições de Ensaio**

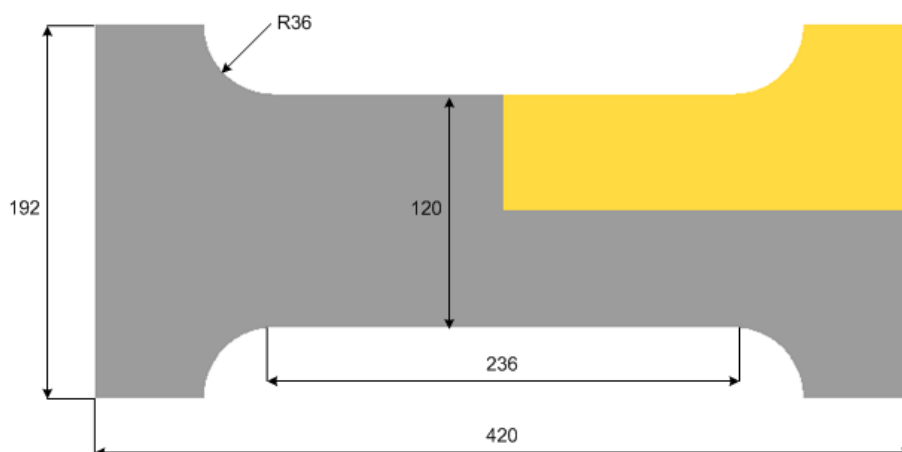
Como ponto de partida na realização deste trabalho foi considerada como referencia um estudo feito numa liga de alumínio, em que o objetivo era avaliar a fração de trabalho plástico convertida em calor (Neto et al., 2018). No entanto, neste trabalho todos os ensaios são realizados com o provete na posição vertical como mostra na Figura 2.1.

Para avaliar a influência da geometria do provete de tração e perceber as diferenças na geração de calor por deformação plástica e consequente temperatura, são consideradas duas geometrias distintas, diferindo essencialmente na dimensão e não tanto na forma. Inicialmente, a geometria do provete adotado foi a utilizada em (Neto et al., 2018), sendo apresentada na Figura 2.2, contendo todas as dimensões (espessura nominal é de 1.0 mm). Foi também utilizado um provete com dimensões bastante diferentes da amostra inicial, o qual foi utilizado por (Ohbuchi et al., 2016) para analisar a evolução da temperatura em um provete de grandes dimensões, onde o objetivo era medir a distribuição de temperatura na superfície da amostra com auxílio de uma câmara de imagem térmica. Nesse estudo é feito um entalhe no centro do provete para avaliar a concentração de tensões, no entanto o entalhe foi eliminado para este trabalho. As dimensões deste provete estão

indicadas na Figura 2.3. A espessura usada foi a mesma do provete inicial, ou seja, 1.0 mm, com o objetivo de observar apenas a influência do comprimento e da largura. As zonas representadas em amarelo correspondem a parte do provete utilizadas nas simulações numéricas devido às condições de simetria.



**Figura 2.2.** Geometria do provete I utilizado no ensaio de tração (dimensões em milímetros).



**Figura 2.3.** Geometria do provete II (geometria de grandes dimensões) utilizado no ensaio de tração, (dimensões em milímetros).

## 2.2. Transferência de calor para o exterior

O estudo da transferência de calor no interior do provete requer o conhecimento das suas propriedades térmicas. A distribuição da temperatura no interior de um corpo sólido é definida pela primeira e segunda lei da termodinâmica (Incropera, Bergman, Lavine, & DeWitt, 2011). A transferência de calor no interior de um corpo sólido de volume,  $V$ , e delimitado por uma superfície fechada,  $S$  é descrita pela equação diferencial:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \dot{W}_p \quad (2.1)$$

onde  $\rho$ ,  $c_p$ ,  $k$  são as propriedades térmicas do corpo, neste caso do provete, as quais estão apresentadas na Tabela 2.1. A taxa de trabalho plástico convertido em calor é dada por  $\dot{W}_p$  e é expressa pela equação seguinte:

$$\dot{W}_p = \beta(\boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p) \quad (2.2)$$

onde  $\beta$  representa o coeficiente de Taylor e Quinney,  $\boldsymbol{\sigma}$  o tensor da tensão de Cauchy e  $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p$  é o tensor da taxa de deformação plástica.

Assumindo condições adiabáticas, i.e. considerando a velocidade de deformação bastante elevada de tal forma que condução de calor no interior do corpo sólido é desprezada, a equação de transferência de calor é simplificada consideravelmente:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \beta(\boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p) \quad (2.3)$$

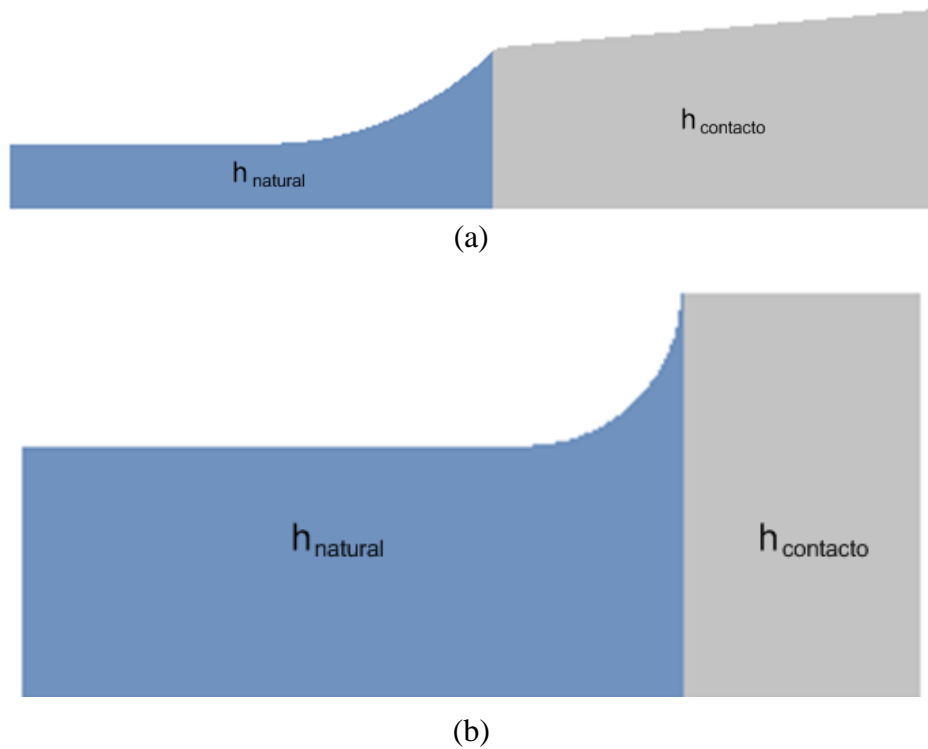
onde  $\beta$  pode ser obtido experimentalmente através do conhecimento das evoluções de temperatura, tensão e deformação plástica em função do tempo.

Quantificar o aumento de temperatura em condições adiabáticas é fácil porque as perdas de calor para o exterior são desprezadas. No entanto, neste trabalho o ensaio de tração não é realizado nessas condições, ou seja, a velocidade de deformação não é suficientemente elevada para se poder desprezar o calor perdido para o meio ambiente. Assim é essencial ter em conta as transferências de calor para o exterior. A transferência de calor para o exterior ocorre por convecção natural na zona da amostra em contacto com o ar e por transferência de calor por contacto na zona da amarra. Na Figura 2.4 é representada as zonas onde ocorre transferência de calor por convecção natural ( $h_{natural}$ ) e transferência de calor por contacto ( $h_{contacto}$ ) nas duas geometrias de provete.

Em geral os materiais metálicos apresentam elevada condutividade térmica e alta densidade. Na Tabela 2.1 são apresentadas as propriedades térmicas de aços de alta resistência, necessárias para avaliar a transferência de calor em sólidos. Foi feita uma pesquisa a várias tabelas de propriedades térmicas para metais (Anon, 2017) e (Trouve, 2012) procurando generalizar as propriedades térmicas dos aços de alta resistência.

**Tabela 2.1.** Propriedades térmicas para aços de alta resistência.

Propriedade	Valor
Densidade, $\rho$	8000 kg/m <sup>3</sup>
Calor específico, $c_p$	470 J/kg°C
Condutividade térmica, $k$	50 W/m°C



**Figura 2.4.** Área do provete exposta ao coeficiente de convecção natural e transferência de calor por contacto: (a) provete I; (b) provete II.

### 2.2.1. Coeficiente de convecção natural

A convecção natural ocorre através de correntes de convecção do fluido, neste caso o ar ambiente. O conceito de convecção natural consiste no facto de não existirem correntes forçadas no fluido. Em convecção natural a velocidade do fluxo de calor é muito baixa comparando com convecção forçada, portanto também é menor a transferência de calor. Para a determinação deste coeficiente são realizados estudos de transferência de calor por convecção natural assumindo propriedades do ar constantes. No entanto, para obter o coeficiente de convecção natural a temperatura dos dois meios não pode ser igual, pois nesse caso não há fluxo de calor.

A transferência de calor do provete para o exterior (ar), na zona de deformação do provete, ocorre por convecção natural (ver Figura 2.4). Este coeficiente é definido pela expressão seguinte (Incropera et al., 2011):

$$h_n = \frac{\overline{Nu}_L \times k}{L} \quad (2.4)$$

onde  $\overline{Nu}_L$  é o número de Nusselt,  $k$  é a condutividade térmica do fluido e  $L$  é o comprimento do provete exposto à convecção natural. O número de Nusselt é um fator adimensional que fornece a quantidade de calor transferido pela superfície exposta ao ar. Este fator depende da posição e da orientação da superfície plana. No caso do provete, se este estiver a ser tracionado na posição vertical ou na posição horizontal o número de Nusselt é calculado de forma diferente consoante a posição. Para a posição horizontal difere também na orientação da superfície. O número de Nusselt depende do número de Rayleigh, baseado no comprimento,  $L$ , da superfície, sendo descrito pela seguinte equação:

$$Ra_L = \frac{g\gamma(T_s - T_\infty)L^3}{\nu\alpha} \quad (2.5)$$

onde  $g$  representa a aceleração gravítica,  $\gamma$  o coeficiente de expansão térmica,  $T_s$  a temperatura de superfície de provete,  $T_\infty$  a temperatura ambiente,  $L$  o comprimento do provete exposto à convecção natural,  $\nu$  a viscosidade cinemática e  $\alpha$  a difusividade térmica. Os valores das propriedades presentes na equação (2.5) são apresentados na Tabela 2.2. A variação do número de Rayleigh, à exceção da variação de temperatura entre os meios, depende apenas do comprimento da superfície. Em função desse comprimento pode-se determinar, se estamos perante o regime laminar ou turbulento. Neste estudo o comprimento da superfície do provete não é suficiente para provocar um regime turbulento, então todos os valores são determinados para um regime laminar. O número de Nusselt para um plano vertical em regime laminar é determinado por:

$$\overline{Nu}_L = 0.68 + \frac{0.670Ra_L^{1/4}}{[1 + (0.492/Pr)^{9/16}]^{4/9}} \quad (2.6)$$

onde  $Pr$  define o número de Prandtl e  $Ra_L$  o número de Rayleigh. Quando o provete é tracionado na posição horizontal o número de Nusselt para a superfície superior em regime laminar é dado por:

$$\overline{Nu}_L = 0.54 + Ra_L^{1/4} \quad (2.7)$$

enquanto para a superfície inferior é:

$$\overline{Nu}_L = 0.52 + Ra_L^{1/5} \quad (2.8)$$

Como o número de Nusselt é diferente nas duas superfícies, obtêm-se diferentes coeficientes de convecção natural. Na Tabela 2.2 são apresentadas as propriedades do ar usadas nas equações anteriores. No estudo do coeficiente de convecção natural assumiu-se que a



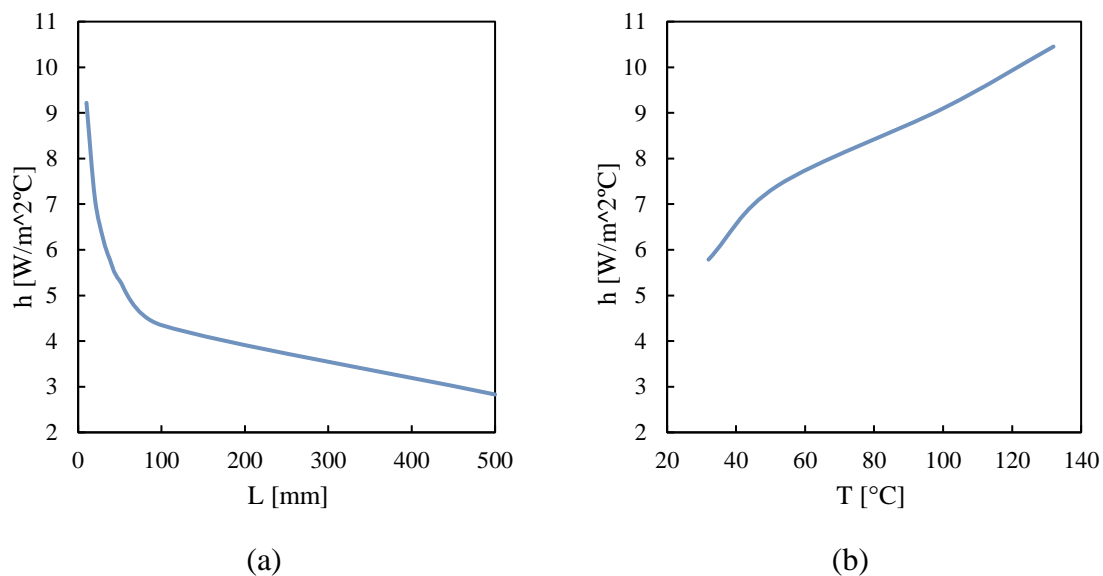
temperatura de superfície do provete,  $T_s$ , estava 10 °C acima da temperatura do ar ( $T_\infty = 22^\circ\text{C}$ ), para que fosse possível o movimento de fluxo de calor entre os dois meios. Para o comprimento da superfície foi considerada a dimensão do provete da Figura 2.2.

**Tabela 2.2.** Propriedades do ar em contacto com o provete (Incropera et al., 2011).

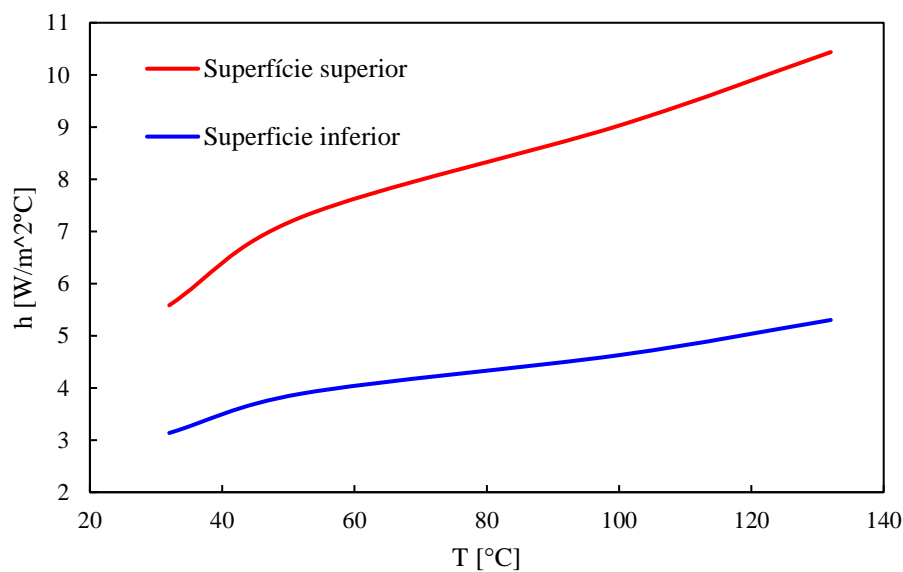
Propriedade	Valor
Temperatura ambiente, $T_\infty$	22 °C
Aceleração gravítica, $g$	9,81 m/s <sup>2</sup>
Coefficiente de expansão térmica, $\gamma$	$3,3 \times 10^3 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
Viscosidade cinemática, $\nu$	$1,62 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$
Difusidade térmica, $\alpha$	$2,29 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$
Condutividade térmica, $K$	$2,65 \times 10^{-2} \text{ W/m}^\circ\text{C}$
Número de Prandtl, $Pr$	0,707

Na Figura 2.5 é mostrada a evolução do coeficiente de convecção natural para um plano vertical, no caso em que o provete é tracionado na posição vertical. Na Figura 2.5 (a) é avaliado o coeficiente de convecção natural em função do comprimento da superfície. Todas os parâmetros foram mantidos constantes à exceção do  $L$ , usando várias dimensões, incluído a dimensão dos provetes estudados. Pode-se concluir que  $h_n$  diminui para geometrias de grandes dimensões. Na Figura 2.5 (b) é avaliado o efeito da temperatura de superfície. Para um  $L$  de pequenas dimensões, próxima do provete I, e com o aumento de  $T_s$  o coeficiente de convecção natural aumenta. Analisando a Figura 2.5 pode-se escolher o valor para o coeficiente de convecção natural a usar no caso do ensaio de tração orientado na vertical. Para os dois provetes estudados neste trabalho foram escolhidos três valores para  $h_n$  em conformidade com os valores obtidos, nomeadamente  $5 \text{ W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$ ,  $7,5 \text{ W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$  e  $10 \text{ W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$ .

Com o objetivo de analisar a influência da posição da superfície foi feito um estudo para o caso de o provete ser tracionado na posição horizontal. A Figura 2.6 mostra a evolução do coeficiente de convecção natural para a superfície inferior e superior. Os resultados apresentados foram obtidos com recurso às equações (2.7) e (2.8) com as propriedades listadas na Tabela 2.2. O comprimento,  $L$ , é novamente assumido com uma dimensão próxima do provete I. Os valores de  $h_n$  são obtidos para vários valores de temperatura da superfície. Observando a Figura 2.6 conclui-se que são atingidos valores de  $h_n$  maiores na superfície superior, isto porque o fluxo de calor entre a superfície plana e o meio ambiente é maior na superfície superior do que na superfície inferior.



**Figura 2.5.** Evolução do coeficiente de convecção natural, para um plano vertical: (a) efeito da variação do comprimento do provete; (b) efeito da variação da temperatura de superfície do provete (L = 40mm).



**Figura 2.6.** Efeito da temperatura de superfície do provete no coeficiente de convecção natural para o caso de um plano horizontal (L = 40mm).

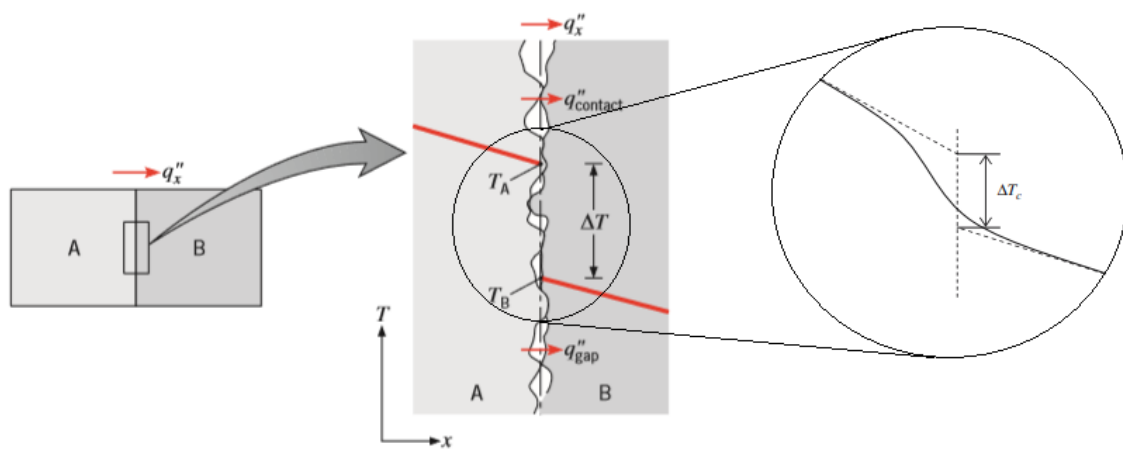
### 2.2.2. Coeficiente de transferência de calor por contacto

O coeficiente de transferência de calor por contacto entre dois corpos é um fator importante na análise térmica de um sistema. Apesar das superfícies em contacto serem normalmente planas, elas contêm sempre irregularidades microscópicas ou rugosidade. A

determinação deste coeficiente,  $h_c$ , torna-se mais complexa considerando estas particularidades. Na Figura 2.7 é apresentada uma demonstração detalhada da zona de contacto entre dois corpos. O fluxo de calor dirige-se do material A para o material B, provocando uma variação de temperatura,  $\Delta T_c$ , na interface de contacto, como se pode ver no destaque da imagem. Quando duas superfícies aparentam estar em contacto, estas apenas se tocam em alguns pontos, existindo muitos espaços livres entre elas. Na realidade a área que está em contacto é muito pequena (1 – 2% no caso dos metais) comparando com a área total da superfície (Tariq & Asif, 2016). Os espaços livres existentes entre os dois materiais provocam uma resistência ao fluxo de calor, provocando o aumento do gradiente de temperatura na zona de contacto. O coeficiente de transferência de calor por contacto é o inverso dessa resistência, dado por:

$$h_c = \frac{q_x}{T_A - T_B} \quad (2.9)$$

onde  $q_x$  é o fluxo de calor que atravessa a zona de contacto dos dois materiais,  $T_A$  e  $T_B$  são as temperaturas das respetivas superfícies de contacto.



**Figura 2.7.** Distribuição da temperatura na zona de contacto entre dois corpos (Incropera et al., 2011).

No entanto o cálculo do coeficiente de transferência de calor por contacto é bastante complexo devido às irregularidades existentes na zona de contacto. Efetivamente a transferência de calor entre os dois materiais pode ocorrer de várias formas diferentes, nomeadamente por condução entre os vários pontos em contacto e por condução/convecção nos espaços livres (Tariq & Asif, 2016). Devido a complexidade exigida no cálculo do coeficiente de transferência de calor por contacto, neste trabalho foram assumidos valores obtidos por outros autores. Um estudo feito por (Chang, Tang, Zhao, Hu, & Wu, 2016) para

o aço 22MnB5 foi obtido um valor para  $h_c$  de  $4500\text{W}/\text{m}^2\text{°C}$  para uma pressão de 30 MPa. Com o aumento de pressão na zona de contacto o coeficiente de transferência de calor aumenta. (Caron, Daun, & Wells, 2014) avaliaram o valor de  $h_c$  entre um aço de boro e o AISI 4140, obtendo valores na ordem dos  $10000\text{W}/\text{m}^2\text{°C}$ . Em função destes resultados, para este trabalho foram escolhidos três valores para o coeficiente de transferência de calor por contacto, nomeadamente 5000, 7500 e  $10000\text{W}/\text{m}^2\text{°C}$ .

## 2.3. Modelo de elementos finitos

Neste trabalho as simulações numéricas foram realizadas com o programa de elementos finitos DD3IMP (Menezes & Teodosiu, 2000), desenvolvido para simular operações de conformação plástica de chapas metálicas (Oliveira, Alves, & Menezes, 2008). Uma vez que a temperatura do provete é uma variável essencial neste estudo, foi construído um modelo termomecânico para estudar o calor gerado durante o ensaio de tração uniaxial. O acoplamento entre o problema mecânico e o problema térmico é feito com um algoritmo do tipo *staggered* (Martins et al., 2017). Assim sendo, a mesma malha de elementos finitos é utilizada no problema mecânico para avaliar as tensões e no problema térmico para avaliar as temperaturas (Adam & Ponthot, 2005).

### 2.3.1. Discretização com elementos finitos

O provete é discretizado com elementos finitos sólidos isoparamétricos (hexaedros de 8 nós), sendo utilizada integração completa na avaliação do campo de temperaturas e integração reduzida seletiva (Hughes, 1980) no problema mecânico para evitar o aumento artificial da rigidez do elemento. Todas as simulações foram realizadas apenas para um oitavo do provete com o intuito de reduzir o tempo de cálculo na simulação (ver Figura 2.2 e Figura 2.3).

Na Figura 2.8 é apresentada a malha de elementos finitos correspondente a um oitavo de cada provete. O provete I foi dividido em três partes, onde a malha estruturada de elementos finitos foi criada com um tamanho do elemento na zona mais refinada de 0,5 mm. O provete II foi dividido em duas zonas, sendo criada uma malha estruturada com o tamanho de elemento de 2,0 mm na zona útil do provete (onde a deformação é uniforme). Na outra zona, que corresponde à zona de aperto da amarra, foi criada uma malha não estruturada, pois nesta zona a influência da malha não é muito importante na evolução da

temperatura. Com estes elementos é possível determinar com precisão os gradientes de tensão ao longo da espessura do provete, assim como a variação de espessura durante a deformação plástica. Na direção da espessura é fundamental a existência de pelo menos duas camadas de elementos finitos, para garantir a captura de um gradiente nessa direção.

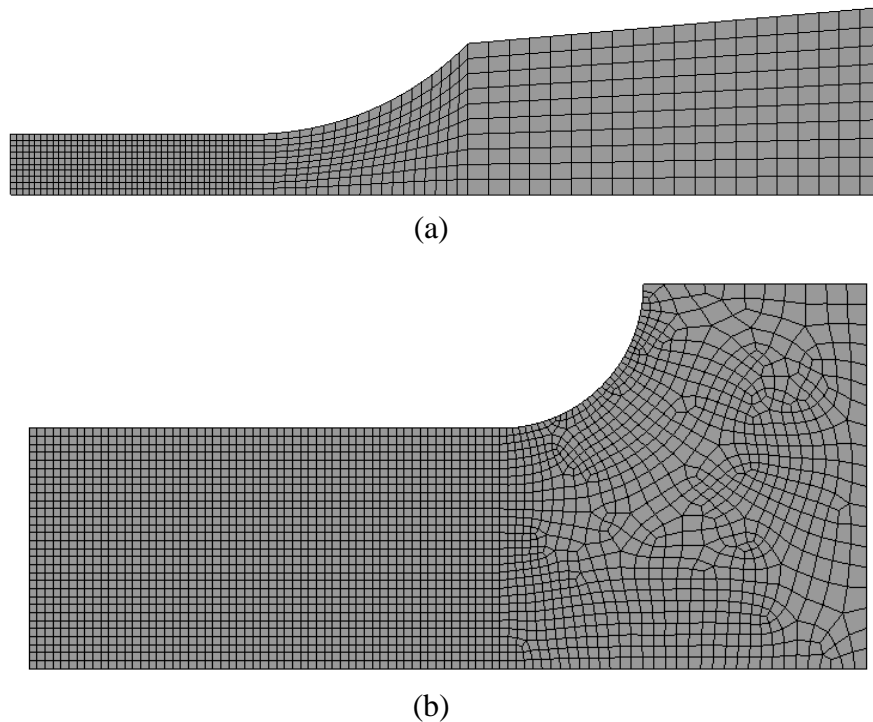


Figura 2.8. Malha de elementos finitos: (a) provete I; (b) provete II.

### 2.3.2. Comportamento mecânico

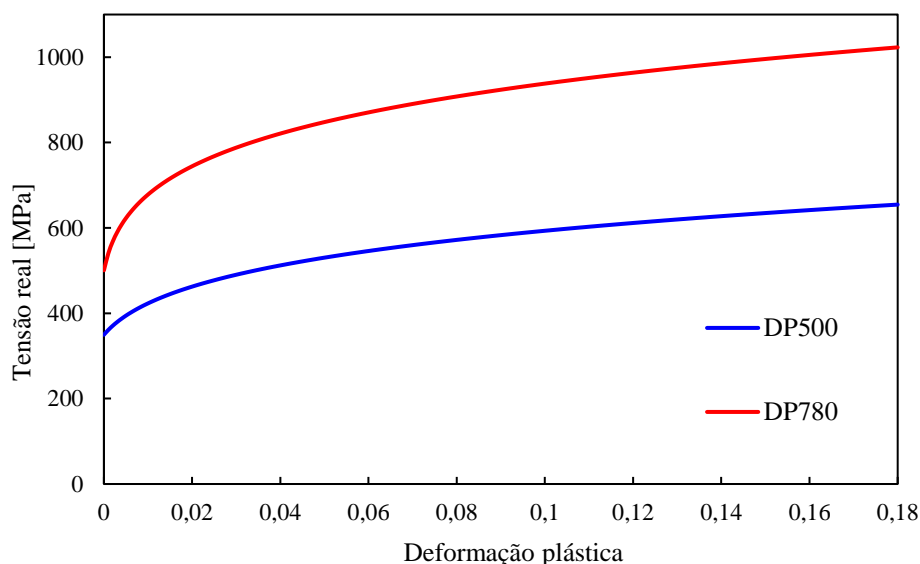
Neste trabalho são usados dois aços de alta resistência, aços Dual-Phase (DP500 e DP780). O comportamento mecânico destes materiais é assumido elástico, isotrópico e plástico anisotrópico. Neste estudo é dada mais importância ao comportamento plástico, pois ocorre maior geração de calor e conseqüente variação de temperatura. Além disso o comportamento mecânico é independente da temperatura, pois no ensaio de tração a variação de temperatura não é suficiente para provocar alterações nas propriedades mecânicas. O comportamento elástico para os dois aços é descrito pela lei de Hooke com módulo de Young de 210 GPa e coeficiente de Poisson de 0,30. O encruamento isotrópico é descrito pela lei de Swift:

$$Y = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n \quad (2.10)$$

onde  $K$ ,  $\epsilon_0$  e  $n$  são parâmetros do material apresentados na Tabela 2.3 e  $\bar{\epsilon}^p$  é a deformação plástica equivalente. A Figura 2.9 apresenta o comportamento mecânico para os dois materiais, onde se pode observar que o aço DP780 possui tensões de escoamento superiores ao aço DP500.

**Tabela 2.3.** Parâmetros da lei de Swift para os dois materiais (Costa, 2017).

	$Y$ [MPa]	$K$ [MPa]	$\epsilon_0$	$n$
DP500	349,8	877,45	0,0050	0,1736
DP780	500,7	1319,21	0,0015	0,1490

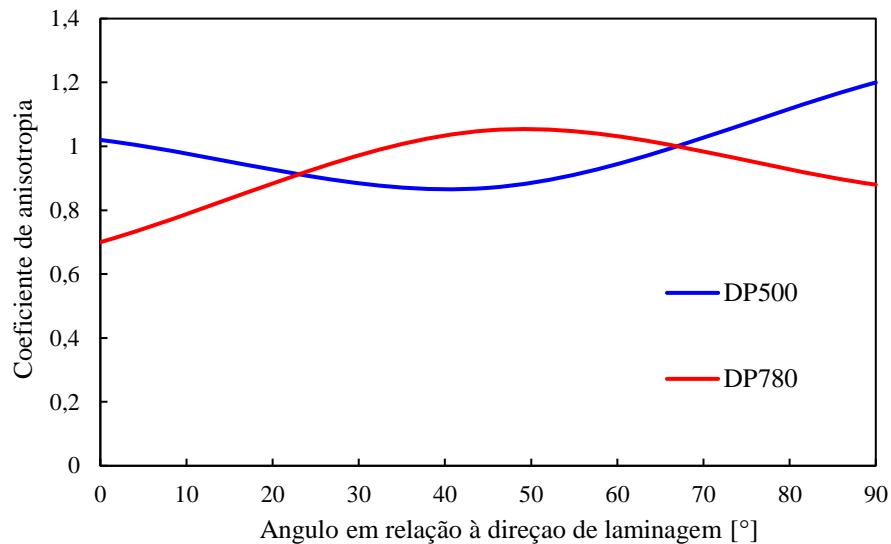


**Figura 2.9.** Curvas de tensão real-deformação plástica no ensaio de tração para dois materiais, usando os parâmetros da Tabela 2.3 na lei de Swift.

O comportamento plástico anisotrópico é descrito pelo critério de plasticidade de (Hill, 1948). Os coeficientes de anisotropia avaliados experimentalmente em três direções em relação à direção de laminagem são dados na Tabela 2.4 para os dois materiais. Os parâmetros de anisotropia estão apresentados na Tabela 2.5, os quais são calculados com recurso aos coeficientes de anisotropia obtidos em três direções com a direção de laminagem:  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$ . Na Figura 2.10 é apresentada a distribuição do coeficiente de anisotropia segundo as diferentes direções em relação à direção de laminagem.

**Tabela 2.4.** Coeficiente de anisotropia em três direções em relação à direção de laminagem para os dois materiais (Costa, 2017).

	$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$
DP500	1,02	0,87	1,20
DP780	0,70	1,05	0,88

**Figura 2.10.** Evolução do coeficiente de anisotropia nos dois materiais.

Ambos os materiais são considerados isotrópicos na direção transversal, logo os parâmetros  $L$  e  $M$  assumem o valor de 1,5.

**Tabela 2.5.** Parâmetros de anisotropia segundo o critério de Hill'48 para os dois materiais (Costa, 2017).

	$F$	$G$	$H$	$L$	$M$	$N$
DP500	0,421	0,495	0,505	1,500	1,500	1,255
DP780	0,468	0,588	0,412	1,500	1,500	1,637

### 2.3.3. Comportamento térmico

Em termos de modelação térmica do ensaio de tração, o modelo de simulação numérica tem em conta a geração de calor induzida por deformação plástica, bem como as perdas de calor por convecção natural e devido ao contacto mecânico. Ambas as perdas de calor ocorrem na superfície do provete, sendo estas modeladas numericamente através da aplicação de condições de fronteira do tipo convecção. Para isso basta definir o coeficiente de convecção natural ( $h_n$ ) e o coeficiente de transferência de calor por contacto ( $h_c$ ), os quais

foram calculados na secção 2.2. A temperatura inicial do provete e das ferramentas da amarra, bem como a temperatura ambiente foram assumidas à temperatura de 22° no ensaio de tração.

O modelo utilizado para descrever a geração de calor por deformação plástica foi desenvolvido por (Alan T. Zehnder, 1991). Este modelo estabelece a fração de trabalho plástico dissipado em calor, ou seja, define o coeficiente de Taylor e Quinney em função do valor da deformação plástica.

Sendo  $\dot{W}_p$  a taxa de trabalho plástico,  $\dot{W}_s$  a taxa de energia armazenada no material e  $\dot{Q}$  taxa de energia dissipado como calor. É assumido que toda a energia produzida por deformação plástica é armazenada no material deformado ou dissipada em forma de calor, assim pode dizer que:

$$\dot{W}_p = \dot{W}_s + \dot{Q} \quad (2.11)$$

O objetivo é determinar a relação  $\dot{Q}/\dot{W}_p$ , a fração de energia dissipada como calor em função da deformação plástica,  $\varepsilon^p$ , que como já vimos anteriormente é o coeficiente de Taylor e Quinney. Este modelo assume que a energia armazenada no material advém da multiplicação do deslocamento.

Segundo o modelo de Zehnder a fração de trabalho convertido em calor pode ser expressa pela equação seguinte:

$$\frac{\dot{Q}}{\dot{W}_p} = \frac{K_z - 1}{K_z} \quad (2.12)$$

onde  $\dot{W}_p$  representa a taxa de trabalho plástico,  $\dot{Q}$  é taxa de energia dissipado como calor e  $K_z$  é um parâmetro que depende do comportamento mecânico do material.

De acordo com o modelo de Zehnder:

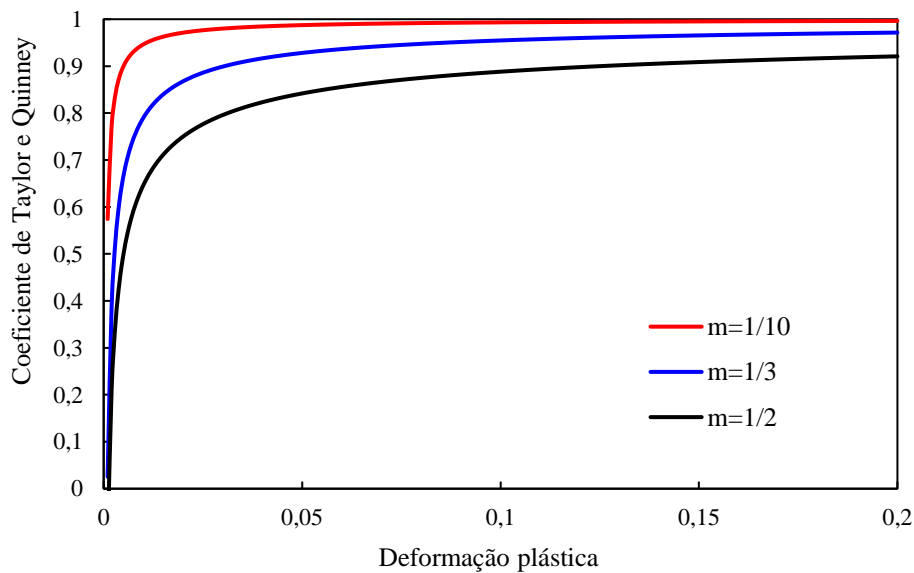
$$K_z = \frac{1}{m} \left( \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} \right)^{1-m} \quad (2.13)$$

onde  $m$  é o coeficiente de encruamento e  $\varepsilon_0$  é a deformação limite de elasticidade. Substituindo na equação (2.12) obtém-se a seguinte relação para a fração de energia dissipada em forma de calor:



$$\frac{\dot{Q}}{\dot{W}_p} = \frac{\frac{1}{m} \left(\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0}\right)^{1-m} - 1}{\frac{1}{m} \left(\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0}\right)^{1-m}} \quad (2.14)$$

A fração de energia dissipada como calor ( $\dot{Q}/\dot{W}_p$ ) é demonstrada na Figura 2.11 é representada para três valores de  $m$ .  $\dot{Q}/\dot{W}_p$  aumenta com o aumento da deformação plástica e diminui para valores maiores de  $m$ . Este modelo considera as características principais da dissipação de calor, obtendo resultados muito semelhantes à maioria dos resultados experimentais conseguidos por diferentes autores. Valores elevados de  $K_z$  correspondem a um baixo coeficiente de encruamento, portanto a relação  $\dot{Q}/\dot{W}_p$  está próximo da unidade para materiais com baixo coeficiente de encruamento.



**Figura 2.11.** Fração de trabalho plástico dissipado em calor em função da deformação plástica e do coeficiente de encruamento, com  $\varepsilon_0 = 0,005$ .

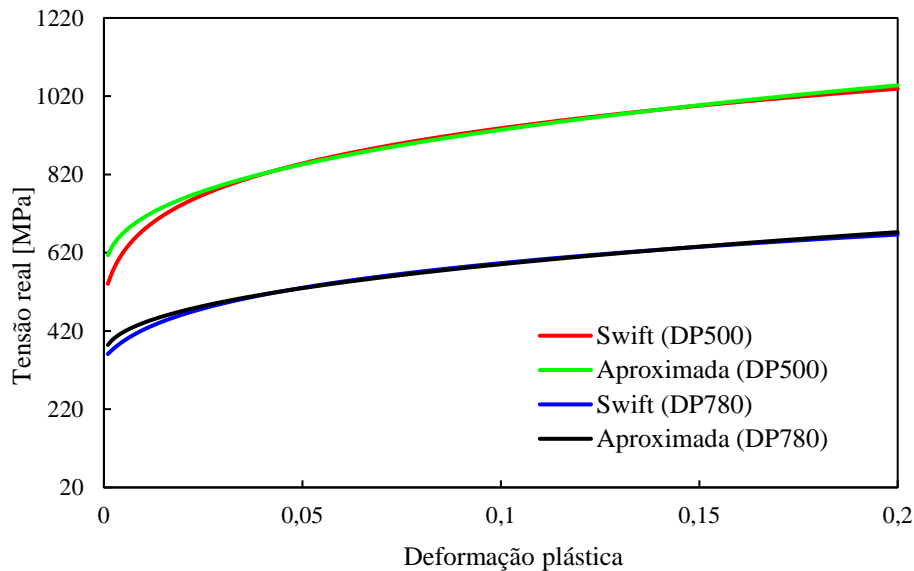
Para avaliar o coeficiente de Taylor e Quinney em função da deformação plástica com auxílio do modelo de Zehnder foi usada a equação seguinte que resulta de uma simplificação da equação (2.14):

$$\beta = 1 - m(\bar{\varepsilon}^p / \varepsilon_0)^{m-1} \quad (2.15)$$

onde  $\varepsilon_0$  foi considerado igual aos parâmetros da lei de Swift mostrados na Tabela 2.3 e  $m$  é o coeficiente de encruamento de Zehnder com base na seguinte lei de encruamento:

$$\sigma = \sigma_0 + A(\bar{\epsilon}^p)^m \quad (2.16)$$

Como se pode ver na Figura 2.12, função aproximada admite valores muito próximos da lei de Swift, apenas no início da deformação plástica há uma ligeira diferença entre as duas curvas.

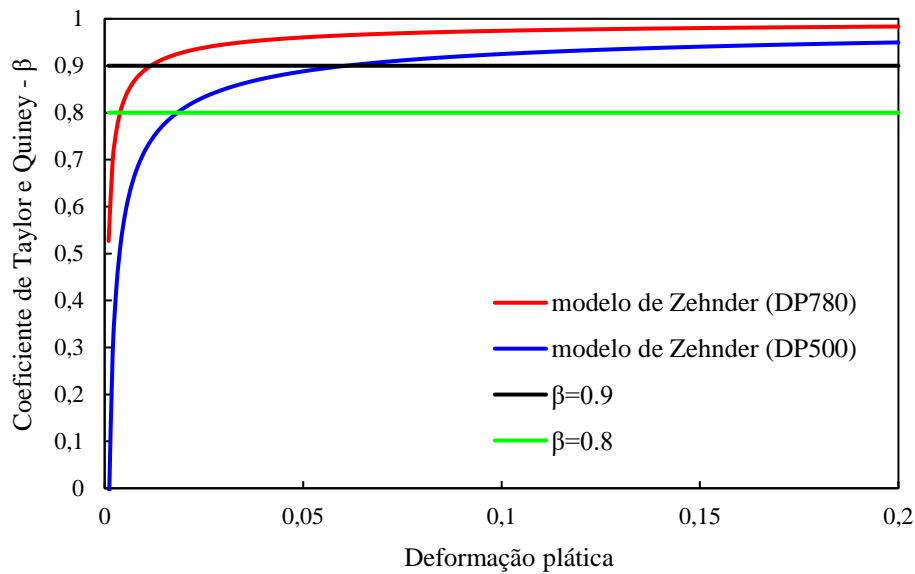


**Figura 2.12.** Solução aproximada da lei de Swift para cada material.

A Lei de Swift para os dois materiais foi apresentada na Figura 2.9, e os parâmetros da equação (2.16) foram ajustados à curva tensão-deformação de cada material de forma a minimizar o erro, estes são apresentados na Tabela 2.6.

**Tabela 2.6.** Parâmetros da lei aproximada de Swift em cada material.

	$\sigma_0$ [MPa]	$A$ [MPa]	$m$
DP500	349,8	637,451	0,4229
DP780	540,7	914,614	0,3660



**Figura 2.13.** Fração de trabalho plástico convertido em calor em função da deformação plástica. Comparação entre diferentes valores de  $\beta$  e o modelo de Zehnder.

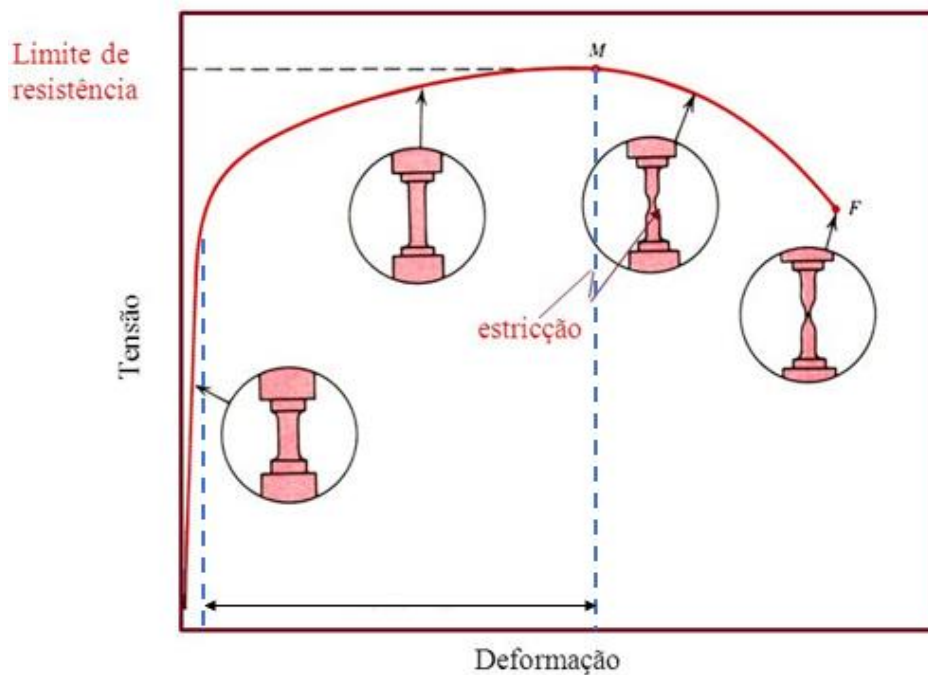
Com os valores da equação (2.15) é possível traçar a evolução do coeficiente de Taylor e Quinney para os dois materiais, mostrada na Figura 2.13. O coeficiente de Taylor e Quinney em função da deformação plástica é superior no aço DP780 em comparação com o aço DP500. Conclui-se que materiais com baixo coeficiente de encruamento,  $n$ , têm valores de  $\beta$  maiores. No gráfico foram traçadas duas curvas onde  $\beta=0,8$  e  $\beta=0,9$ , pois estes valores são assumidos por muitos autores para o coeficiente de Taylor e Quinney, inclusive neste trabalho a maioria dos resultados são obtidos para  $\beta=0,9$ . O modelo de Zehnder prevê valores baixos do coeficiente de Taylor e Quinney quando a deformação plástica ainda é bastante pequena. Para os dois materiais, o valor de  $\beta$  aumenta exponencialmente no início da deformação, quando atinge  $\beta=0,8$  aumenta de forma menos acentuada tornando-se quase constante para valores de  $\beta$  entre 0,9 e 1. O aço DP500 obtém  $\beta=0,9$  para 6% da deformação plástica e o DP780 para 1,2%. Estes materiais são aços que têm grande geração de calor com a deformação plástica, comparativamente com outros metais, pois como já foi referido rapidamente alcançam valores superiores a 0,9 de coeficiente de Taylor e Quinney.



### 3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos por simulação numérica, com enfoque no aumento de temperatura observado no provete, provocado pela deformação plástica durante o ensaio de tração uniaxial. Com o objetivo de avaliar o efeito da resistência mecânica do material na geração de calor, são utilizados dois materiais neste estudo, nomeadamente o aço DP500 e o aço DP780. Além disso, a influência da geometria (tamanho) do provete é analisada recorrendo as duas geometrias distintas. No entanto, a maioria dos resultados foram obtidos com o provete I.

A deformação plástica que ocorre no ensaio de tração pode ser dividida em dois regimes: (i) deformação uniforme na zona útil do provete e (ii) deformação localizada (estricção) no centro do provete. A condição de carga máxima define a transição entre estes dois regimes, tal como se mostra na Figura 3.1. Dado que os resultados de simulação numérica do ensaio de tração são muito sensíveis aos parâmetros numéricos depois da carga máxima (malha, tamanho de incremento, etc.), a análise de resultados é dividida em duas etapas. Assim, a maioria dos resultados de temperatura são obtidos até à carga máxima, ou seja, enquanto a deformação plástica é uniforme na secção resistente do provete. Na Figura 3.1 é apresentada a zona de deformação plástica até à carga máxima no gráfico de tensão-deformação. Pode-se observar que depois do limite de resistência começa a estrição no centro do provete. Neste trabalho o ponto de carga máxima é diferente em cada material. Para determinar o instante de carga máxima nos aços DP500 e DP780 recorreu-se ao coeficiente de encruamento mostrado na Tabela 2.3, ou seja, quando o valor de deformação plástica é próximo do coeficiente de encruamento. Assim, considerando o provete I, a carga máxima no aço DP500 ocorre para um deslocamento de 8,012 mm enquanto que no aço DP780 ocorre para 7,218 mm de deslocamento. No entanto, o deslocamento total prescrito é 10 mm em todas as simulações para gerar a estrição no provete.



**Figura 3.1.** Representação da zona de deformação plástica antes da carga máxima (Bertoldi, 2013).

No provete II foi adotado um deslocamento total de cerca de seis vezes superior ao valor utilizado no provete I, garantindo uma velocidade de deslocamento da amarra igual em ambos os provetes. Observando a Figura 2.2 e Figura 2.3 podemos verificar que a zona central no provete II tem um comprimento aproximadamente seis vezes superior ao comprimento da zona central do provete I. Portanto, para garantir a mesma velocidade de deslocamento da amarra foi imposto um deslocamento total de 60 mm, isto é, seis vezes superior ao deslocamento imposto no provete I. O deslocamento no instante de carga máxima foi determinado da mesma forma, recorrendo ao coeficiente de encruamento de cada material. No aço DP500 o instante de carga máxima ocorre para um deslocamento de 40,500 mm e no aço DP780 em 37,898 mm, com um deslocamento total imposto de 60 mm.

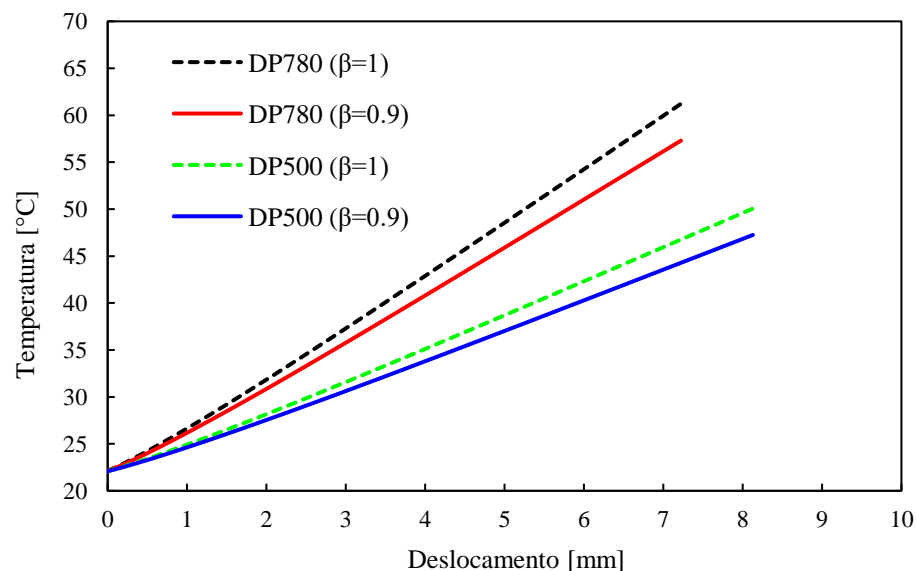
### 3.1. Aumento da temperatura em condições adiabáticas

Como já foi referido anteriormente, um processo em condições adiabáticas considera que não há perdas de energia, neste caso perdas de calor para o exterior. Assumindo que estamos perante condições adiabáticas durante o ensaio de tração, pode-se determinar a temperatura máxima atingida durante a deformação. No entanto, nas condições em que é realizado o ensaio de tração não é possível assumir condições adiabáticas, pois o tempo de ensaio é longo o suficiente para que existam perdas de calor para o exterior. Avaliar

o aumento de temperatura em condições adiabática pode ser conseguido com ensaios realizados em alta velocidade ou com um sistema de vácuo para que não seja possível as trocas de energia. Nos estudos feitos por (Zhang, Guo, Yuan, & Zhang, 2018) e (Knysh & Korkolis, 2015) o coeficiente de Taylor e Quinney é avaliado utilizando ensaios onde o processo de deformação ocorre em condições adiabáticas. A solução adiabática da evolução de temperatura durante a deformação plástica no ensaio de tração pode ser obtida de forma analítica uma vez que o estado de tensão-deformação é bem conhecido. No entanto, uma vez que o valor da tensão não é constante durante o ensaio de tração (ver Figura 2.9), o aumento de temperatura tem de ser calculado de forma incremental, sendo dada por:

$$\Delta T = \frac{\beta \sigma}{\rho c_p} \Delta \varepsilon^p \quad (3.1)$$

onde  $\sigma$  é a tensão de escoamento,  $\Delta \varepsilon^p$  representa o incremento de deformação plástica sofrido durante um intervalo de tempo. As curvas de tensão real-deformação plástica do teste de tração são utilizadas na equação (3.1), as quais se mostram na Figura 2.9 para os dois materiais. Para ambos os materiais foram usadas as propriedades térmicas já seleccionadas na capítulo anterior (ver Tabela 2.1).



**Figura 3.2.** Solução analítica para a evolução de temperatura em condições adiabáticas para os dois materiais e dois valores de  $\beta$ , no provete I.

Na Figura 3.2 é apresentada a evolução da temperatura em função do deslocamento da amarra. A evolução de temperatura é apresentada para os aços DP500 e

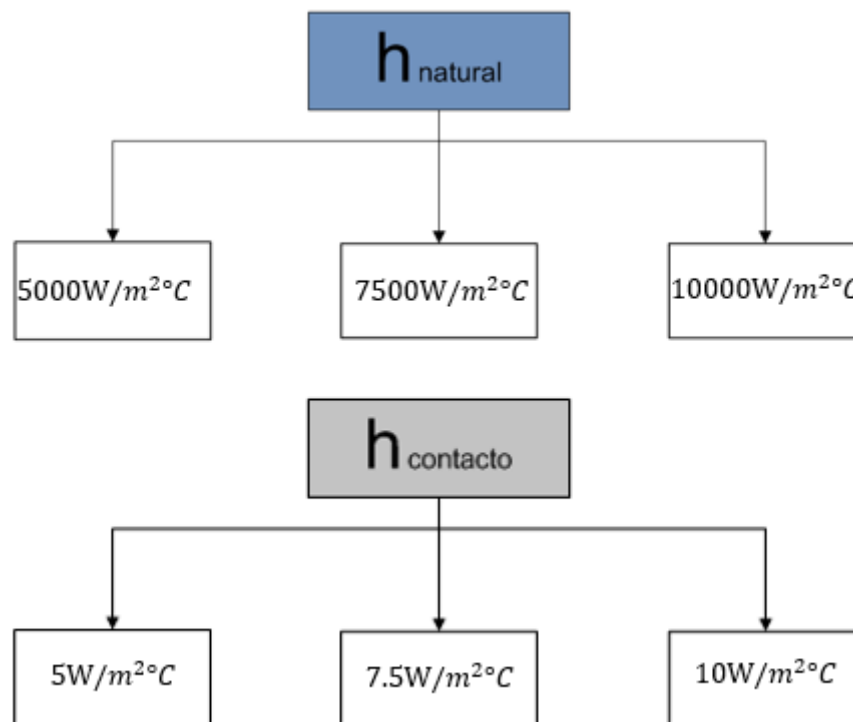
DP780, utilizando dois valores constantes de coeficiente de Taylor e Quinney. Como seria de esperar, a temperatura máxima é atingida quando todo o trabalho plástico é convertido em calor ( $\beta=1$ ). Comparando os dois materiais, podemos já concluir que o aumento de temperatura é maior no aço DP780 porque este apresenta tensões de escoamento maiores (ver Figura 2.9), provocando maior geração de calor. Pela Figura 3.2 a temperatura máxima atingida ( $\beta=1$ ) em cada material é 61,2°C para o aço DP780 e 50,1°C para o aço DP500.

### **3.2. Coeficiente de convecção natural e de transferência de calor por contacto**

Nesta secção vai ser estudada a influencia do coeficiente de convecção natural e o coeficiente de transferência de calor por contacto. Como o ensaio de tração não é realizado em condições adiabáticas é necessário avaliar as perdas de calor para os meios em contacto com o provete, o ar ambiente e a amarra. Estas perdas influenciam o aumento de temperatura gerado pela deformação plástica, pois quanto maior forem as perdas menor é o aumento da temperatura. Na secção anterior foi estudado o aumento de temperatura em condições adiabáticas, onde foi determinada a temperatura máxima que pode ser atingida durante o ensaio de tração. Considerando as perdas com os valores de  $h_n$  e  $h_c$ , certamente que a temperatura máxima atingida vai ser menor em comparação com os resultados obtidos nas condições adiabáticas.

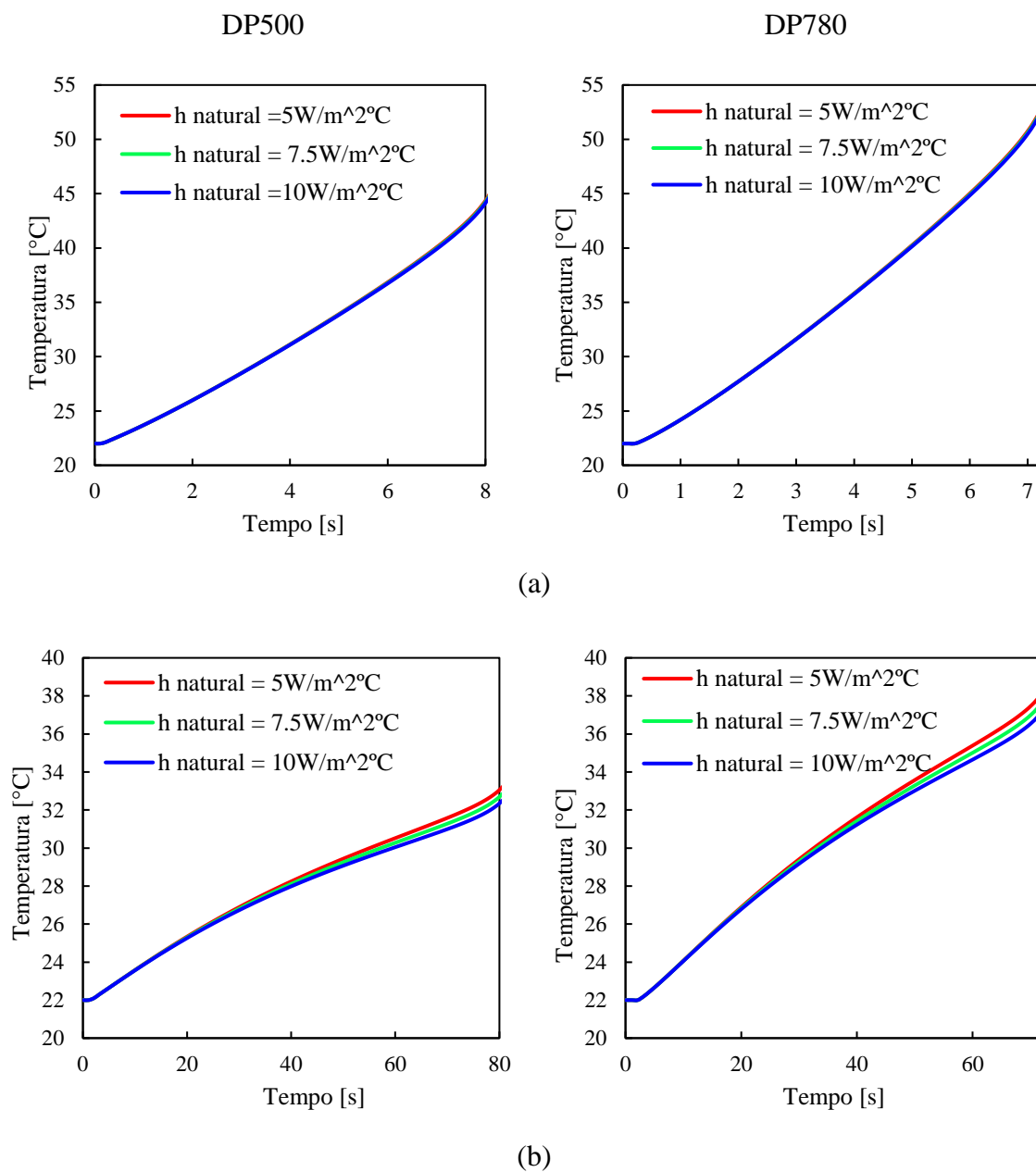
Foram feitas várias simulações numéricas com o objetivo de avaliar a influencia destes dois coeficientes. Os resultados obtidos nesta secção foram realizados assumindo que 90% do trabalho plástico é convertido em calor ( $\beta=0,9$ ), em conformidade com os resultados obtidos por (Farren & Taylor, 1925). Inicialmente foi testado apenas o provete mostrado na Figura 2.2, registando o comportamento térmico com os diferentes valores de  $h_n$  e  $h_c$  apresentados na Figura 3.3, valores estes que foram obtidos/selecionados na secção 2.2. Foi também estudada a influência da velocidade de ensaio para os diferentes valores de  $h_n$  e  $h_c$ .





**Figura 3.3.** Valores de coeficiente de convecção natural e transferência de calor por contacto usados no ensaio de tração.

O coeficiente de transferência de calor por contacto é influenciado por vários fatores, tais como, a temperatura, a pressão de contacto, a rugosidade da superfície e as propriedades do material. A pressão de contacto da amarra é estabelecida apenas para tracionar o provete, não tendo em consideração a influência na transferência de calor por contacto, pois a função da amarra é apenas fixar o provete e tracioná-lo conforme pretendido. O ponto central do provete é onde ocorre a maior variação de temperatura (antes da carga máxima) uma vez que o calor é gerado essencialmente nessa zona. Na Figura 3.4 é apresentado a evolução da temperatura em função do tempo de ensaio nesse ponto central para os dois materiais (DP500 e DP780), utilizando três valores diferentes para o coeficiente convecção natural e sendo o coeficiente de transferência de calor por contacto fixado em  $7500\text{W}/\text{m}^2\text{C}$ . Apesar dos ensaios terem a duração de 10 s e 100 s respetivamente para as velocidades de 1 mm/ e 0.1 mm/s a temperatura é representado apenas para um tempo de 80% no aço DP500 e 72% no aço DP780 (tempo onde é atingida a carga máxima).



**Figura 3.4.** Evolução da temperatura no ponto central do provete para diferentes valores do coeficiente de convecção natural e do coeficiente de transferência de calor por contacto de  $7500\text{W/m}^2\text{C}$ , com velocidade de ensaio de: (a)  $1\text{ mm/s}$ ; (b)  $0,1\text{ mm/s}$ .

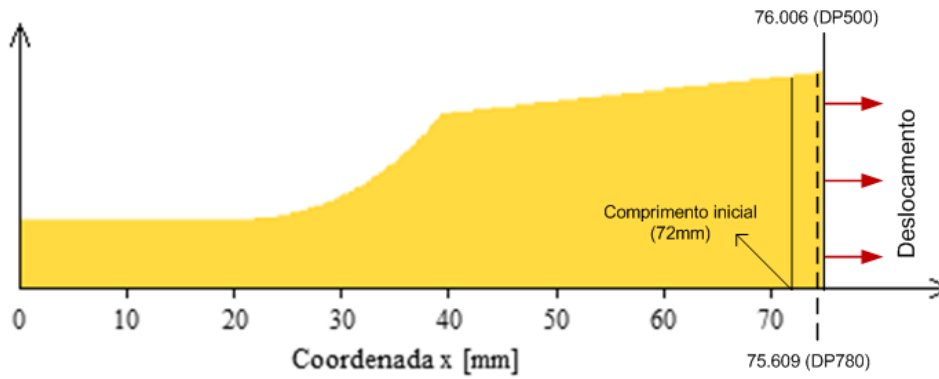
Para ambos os materiais, na Figura 3.4 (a) são apresentados resultados para uma velocidade de ensaio de  $1\text{ mm/s}$  e na Figura 3.4 (b) para uma velocidade de  $0,1\text{ mm/s}$ . Para uma velocidade de  $1\text{ mm/s}$  a variação do coeficiente de convecção natural não tem influência na variação de temperatura, como se pode ver na Figura 3.4 (a), onde as três curvas estão quase sobrepostas para os dois materiais. Para uma velocidade de  $0,1\text{ mm/s}$  já é possível observar a influência do coeficiente de convecção natural, demonstrada Figura 3.4 (b). Isto

deve-se ao facto de que para menores velocidades de ensaio o fluxo de calor para o exterior é o mesmo, mas o tempo de atuação é maior, logo menor aumento de temperatura causado pelas maiores perdas de calor. Depois da estrição a deformação plástica concentra-se na área central provocando o aumento de temperatura sobretudo nessa zona. De realçar que os resultados apresentados na Figura 3.4 foram efetuados com  $h_c = 7500\text{W}/\text{m}^2\text{°C}$ . No entanto, a evolução de temperatura no ponto central não sofre alterações significativas quando se faz variar  $h_c$  dentro da gama indicada na Figura 3.4.

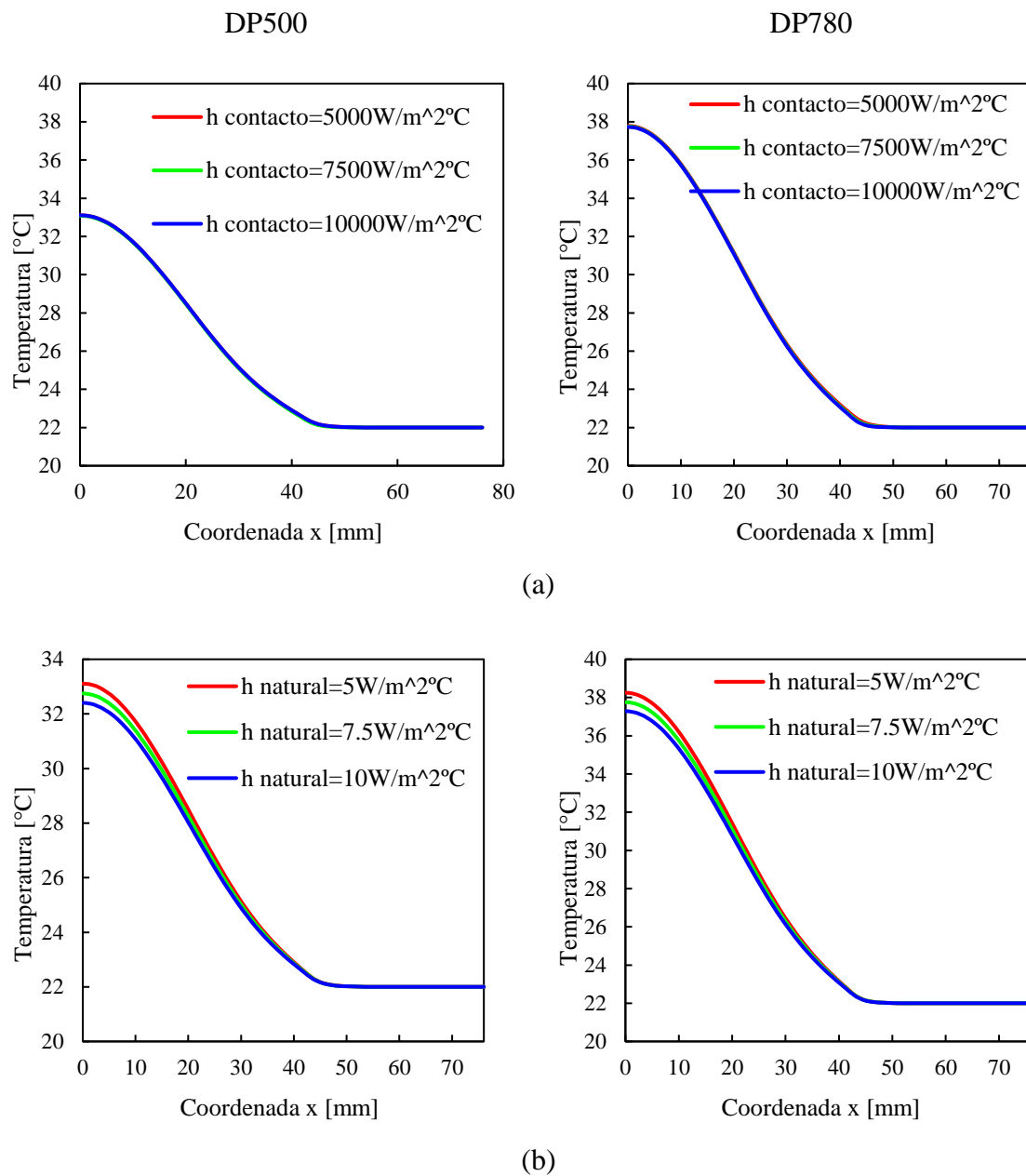
A Figura 3.6 apresenta a distribuição da temperatura ao longo do provete, considerando diferentes valores de coeficiente de transferência de calor por contacto (Figura 3.6 (a)) e utilizando diferentes valores de coeficiente de convecção natural (Figura 3.6 (b)). Os resultados mostram a variação de temperatura em função da coordenada  $x$  do provete, conforme se mostra na Figura 3.5. Na mesma figura está indicado o comprimento do provete no instante de carga máxima, sendo este o comprimento total de  $2 \times 76,006$  mm no aço DP500 e  $2 \times 75,609$  mm de comprimento no aço DP780. Os resultados apresentados na Figura 3.6 foram realizados para uma velocidade de ensaio de  $0,1$  mm/s, pois o efeito do coeficiente de convecção natural neste provete só é visível em velocidades de deformação baixas (ver Figura 3.4). O coeficiente de convecção natural apenas tem influência para baixas velocidades de deslocamento da amarra ( $<1$  mm/s) porque para velocidades maiores o tempo de atuação do fluxo de calor para o exterior é menor para o mesmo deslocamento.

Uma vez que o valor do coeficiente de transferência de calor por contacto é significativamente superior ao coeficiente de convecção natural, o aumento de temperatura é muito menor na zona de contacto do provete com a amarra. Efetivamente, na zona onde é aplicado o coeficiente de transferência de calor por contacto (ver Figura 2.4) o aumento de temperatura é desprezável porque a maioria do calor é perdido para a amarra. Na Figura 3.6 (a) pode-se ver que o aumento de temperatura não se altera com os diferentes valores de  $h_c$ . Por outro lado, como a geração de calor ocorre essencialmente no centro do provete e o valor do coeficiente de convecção natural é inferior ao coeficiente de transferência de calor por contacto, o aumento de temperatura é maior nesta zona. Perante estes resultados concluímos que o aumento da temperatura do provete é menor com o aumento do coeficiente de convecção natural. Além disso, a influência do coeficiente de transferência de calor por contacto e do coeficiente de convecção natural é a mesma para os dois materiais. A única

diferença de resultados comparando os dois aços é na temperatura máxima atingida, sendo que a geração de calor é maior no aço DP780 em relação ao aço DP500.



**Figura 3.5.** Geometria da fração do provete I, com representação da coordenada x.



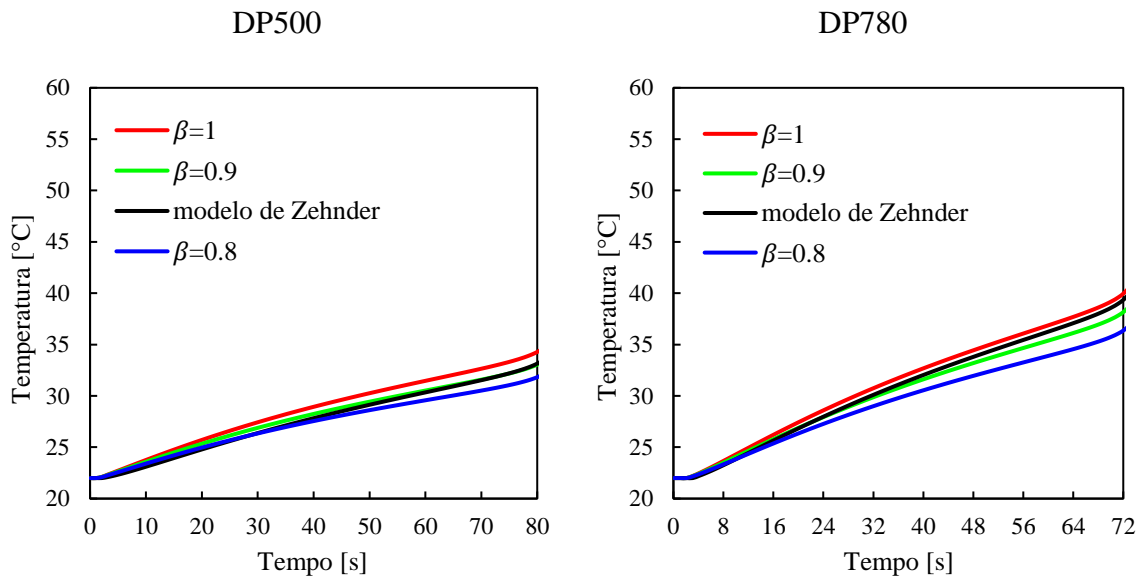
**Figura 3.6.** Variação da temperatura ao longo do comprimento do provete no instante de carga máxima considerando diferentes valores de: (a) coeficiente de transferência de calor por contacto; (b) coeficiente de convecção natural. Velocidade de ensaio de 0,1 mm/s.

### 3.3. Coeficiente de Taylor e Quinney

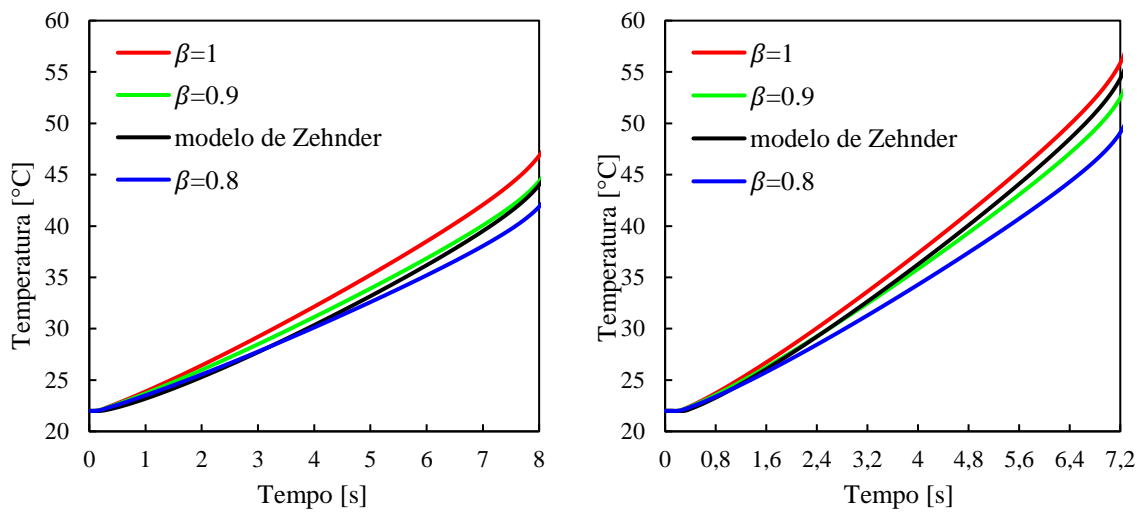
A maior parte dos resultados apresentados foram obtidos considerando  $\beta=0,9$ . No entanto, como se mostra na Tabela 1.1 o coeficiente de Taylor e Quinney pode variar de 0,4 a 1,0. A dependência do coeficiente de Taylor-Quinney com a deformação plástica é

modelada principalmente por duas teorias, ou seja, dois mecanismos distintos para o armazenamento de energia no material. O modelo de (Alan T. Zehnder, 1991) tem em consideração a densidade de deslocações que aumenta com a tensão proporcionalmente ao coeficiente de encruamento. O modelo de (Aravas, Kim, & Leckie, 1990) assume que a energia armazenada no material está relacionada com as tensões residuais depois da deformação plástica.

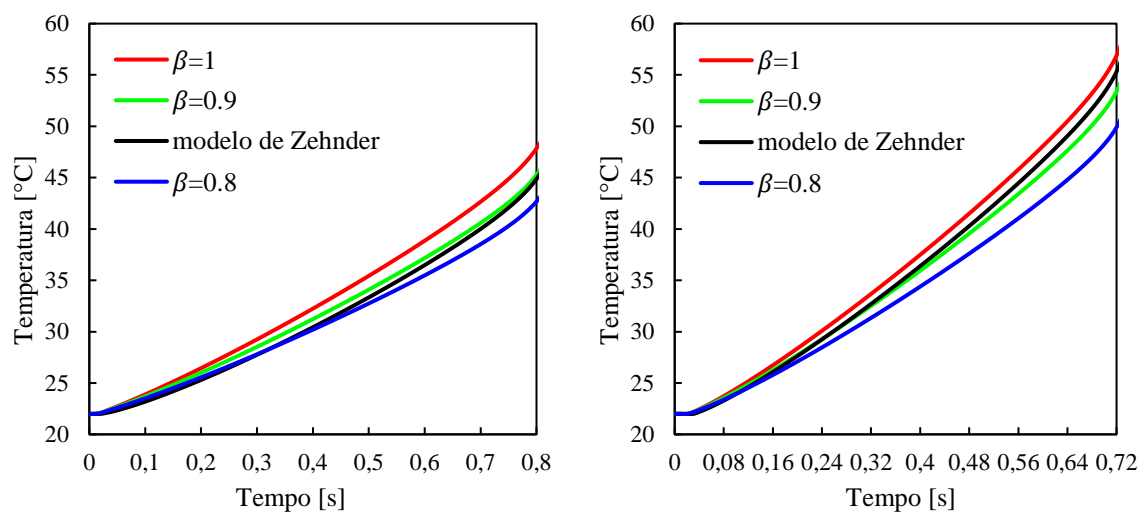
Todos os resultados apresentados nesta secção foram obtidos para ensaios de tração com coeficiente de convecção natural de  $5W/m^2C$  e um coeficiente de transferência de calor por contacto igual a  $7500W/m^2C$ . Com o objetivo de avaliar o modelo de Zehnder, diferentes valores de  $\beta$  (constantes) foram utilizados nos ensaios de tração uniaxial. Além disso, diferentes velocidades de deformação são testadas através da velocidade imposta no deslocamento da amarra.



(a)



(b)



(c)

**Figura 3.7.** Evolução da temperatura no ponto central do provete com diferentes valores de  $\beta$  e modelo de Zehnder, para diferentes velocidades de ensaio: (a) 0,1 mm/s; (b) 1 mm/s; (c) 10 mm/s.

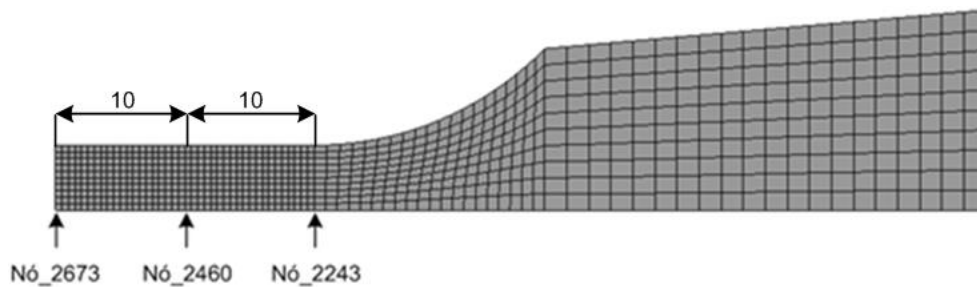
A Figura 3.7 mostra a evolução de temperatura no centro do provete para diferentes velocidades de ensaio, comparando ambos os materiais utilizados neste estudo. O aumento do coeficiente de Taylor e Quinney leva a um maior aumento de temperatura uma vez que uma maior quantidade de trabalho plástico é convertida em calor. Comparando os dois materiais, o aço DP780 alcança temperaturas superiores para a mesma velocidade de ensaio uma vez que a tensão de escoamento deste material é significativamente superior (ver Figura 2.9). Considerando o aço DP500, o aumento de temperatura prevista pelo modelo de Zehnder encontra-se predominantemente entre valores de temperatura atingida com  $\beta=0,8$  e  $\beta=0,9$ . Enquanto que no aço DP780, o modelo de Zehnder prevê valores de temperatura enquadrados entre  $\beta=0,9$  e  $\beta=1,0$ . Em resumo, os resultados mostram que  $\beta=0,9$  é o coeficiente de Taylor e Quinney que mais se aproxima do modelo de Zehnder, em concordância com os resultados de (Farren & Taylor, 1925). Com uma velocidade de ensaio de 1 mm/s os resultados são bastante semelhantes aos obtidos com a velocidade de 10 mm/s. Portanto, para velocidades superiores a 1 mm/s o aumento de temperatura no centro do provete não se altera, não se justificando ter velocidades superiores a 1 mm/s.



### 3.4. Variação da temperatura antes e depois na estrição

Nesta secção vai ser estudado o aumento de temperatura no ensaio de tração uniaxial depois da carga máxima (localização da deformação), com coeficiente de convecção igual a  $5W/m^2C$ , o coeficiente de transmissão de calor por contacto de  $7500W/m^2C$  e o coeficiente de Taylor e Quinney de 0,9. Uma vez que a deformação plástica concentra-se essencialmente na zona central do provete, foram estudados três pontos nessa zona, os quais estão representados na Figura 3.8.

Na Figura 3.9 é representada a evolução da temperatura para cada um dos nós em função do tempo de ensaio até ao deslocamento imposto. É visível o instante de carga máxima nos dois materiais através da variação brusca de temperatura, nomeadamente no nó 2673. No caso do aço DP500 ocorre aproximadamente aos 8 s enquanto que no aço DP780 é aproximadamente aos 7,2 s. Este estudo foi feito para uma velocidade de amarra de 1 mm/s, ou seja, um tempo total de ensaio de 10 s.



**Figura 3.8.** Indicação dos nós onde é avaliada a temperatura durante o ensaio de tração uniaxial.

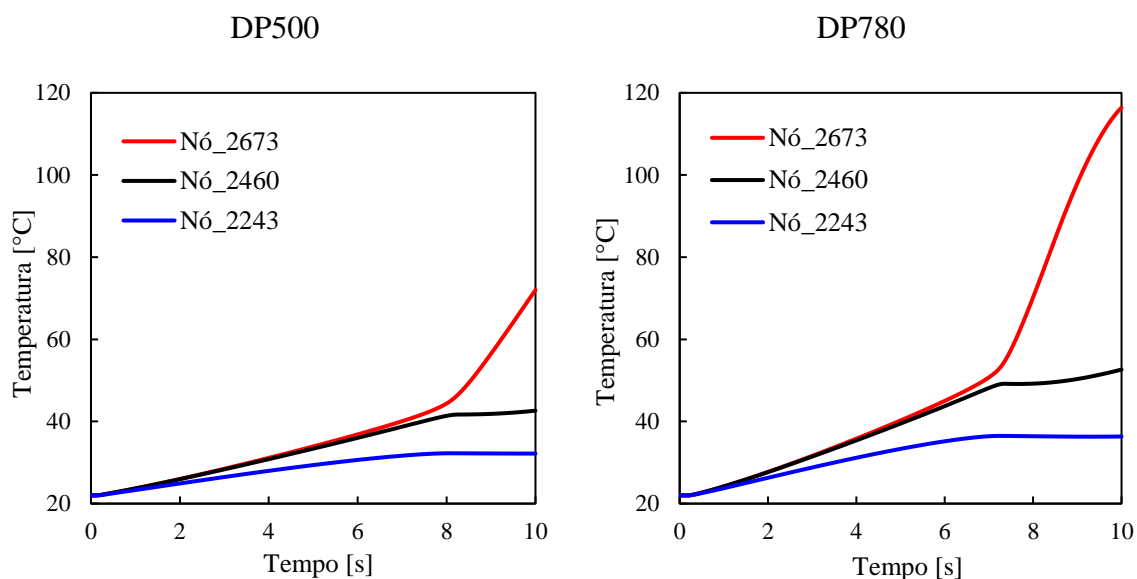


Figura 3.9. Evolução da temperatura em três nós distintos do provete até ao deslocamento imposto.

A temperatura máxima no final do deslocamento prescrito é atingida no centro do provete, no nó 2673, sendo para o aço DP500 de 72°C e para o aço DP780 de 116°C. Depois da estrição apenas existe aumento de temperatura no nó 2673, isto acontece devido à concentração de deformação no centro do provete depois da estrição. No aço DP780 o aumento de temperatura depois da estrição é mais acentuado comparando com o aço DP500, isto porque o aço DP780 possui tensões de escoamento superiores. Em pontos mais afastados do centro a temperatura mantém-se aproximadamente constante depois da estrição. Comparando os dois materiais, nos três pontos indicados na Figura 3.8, o aumento de temperatura é superior no aço DP780. A Figura 3.10 mostra o perfil de temperatura no instante de carga máxima em cada material, onde se pode confirmar que apenas existe variação de temperatura na zona exposta ao coeficiente de convecção natural, ou seja, na secção útil do provete. Para esse instante, a temperatura máxima prevista para o aço DP500 é 44,4°C e para o aço DP780 é 52,7°C. Nas extremidades do provete não há variação de temperatura, pois é a zona de contacto com a amarra, onde não existe deformação plástica com grande valor de coeficiente de transferência de calor por contacto.

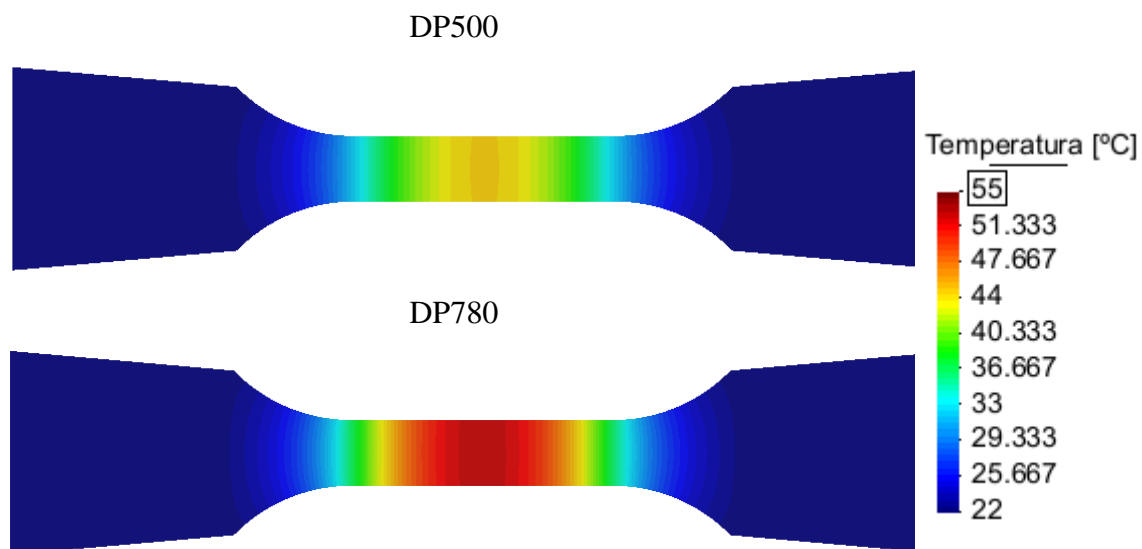
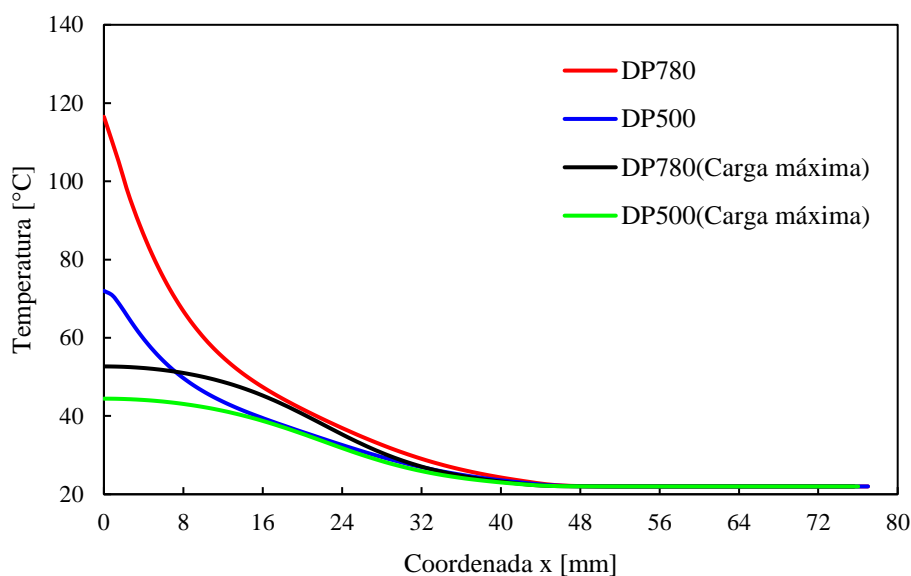


Figura 3.10. Perfil de temperatura no instante de carga máxima para velocidade de ensaio de 1 mm/s.

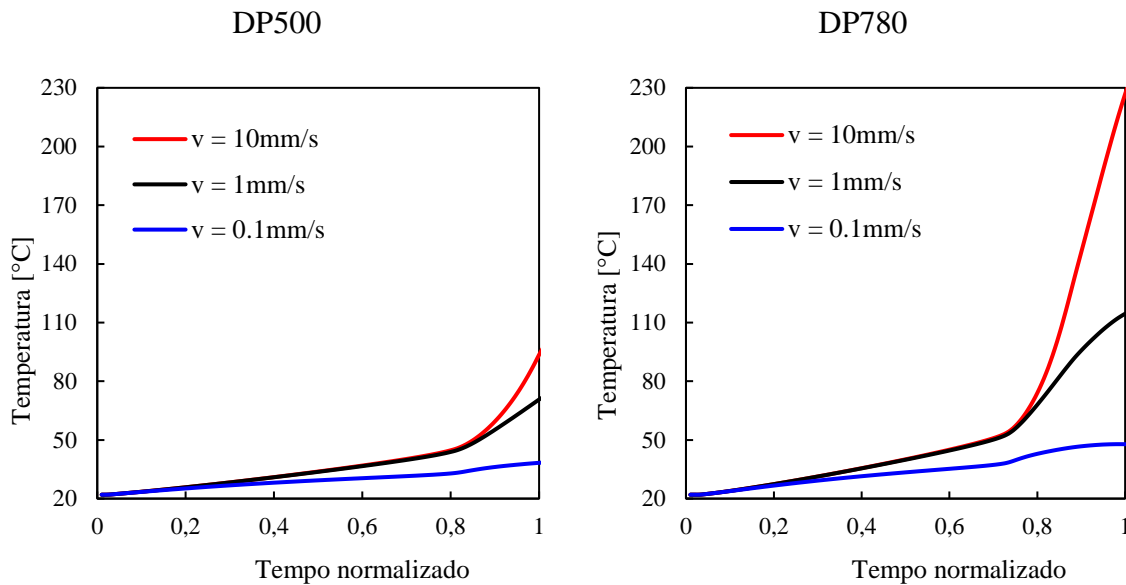
A distribuição de temperatura ao longo do comprimento do provete é uma forma de analisar a variação de temperatura com a deformação plástica. A Figura 3.11 mostra a distribuição da temperatura ao longo do comprimento do provete (coordenada  $x$  indicada na Figura 3.5) para ambos os materiais estudados. São comparados dois instantes do ensaio, o instante correspondente ao ponto de carga máxima e o instante de final do ensaio (deslocamento prescrito). Em concordância com os resultados anteriores, o maior aumento de temperatura ocorre no centro do provete depois da estrição. Tanto antes como depois da estrição, a distribuição de temperatura é semelhante entre os dois aços, sendo que o aço DP780 gera um aumento de temperatura superior. A temperatura na extremidade do provete (coordenada  $x > 48$  mm) não se altera com o material estudado ou com o instante analisado, pois corresponde à zona da amarra. Como é visível na Figura 3.11 todas as curvas tendem para a temperatura de 22°C, temperatura inicial da chapa e temperatura constante da amarra.



**Figura 3.11.** Distribuição da temperatura ao longo do provete no instante de carga máxima e no instante final do ensaio considerando o provete I e comparando os dois materiais. Velocidade de ensaio de 1 mm/s.

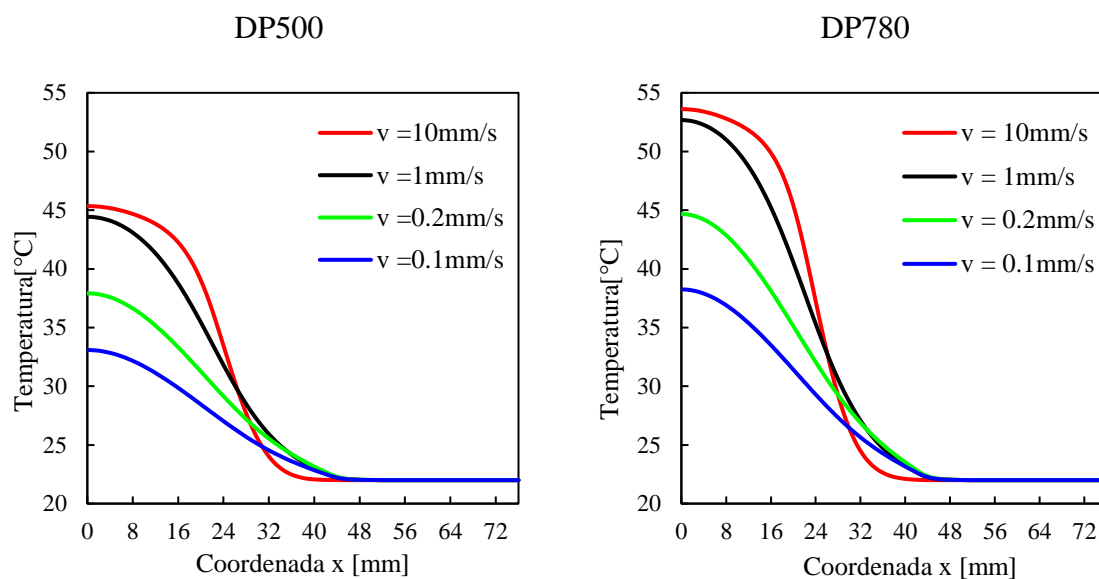
### 3.5. Diferentes velocidades de ensaio

Nesta secção são assumidas todas as variáveis constantes, com exceção da velocidade de deslocamento imposto à amarra no ensaio de tração uniaxial. Foi considerando um coeficiente de convecção natural de  $5W/m^2\text{°C}$ , o coeficiente de transferência de calor por contacto de  $7500W/m^2\text{°C}$  e o coeficiente de Taylor e Quinney de 0,9. Na Figura 3.12 é apresentada a evolução da temperatura no nó central para diferentes velocidades de deslocamento da amarra no ensaio de tração uniaxial. Antes da carga máxima a variação de temperatura é igual para as velocidades de 1 mm/s e 10 mm/s. No entanto, para a velocidade de 0,1 mm/s a variação de temperatura é menor, para ambos os materiais estudados. Este resultado está de acordo com os resultados obtidos na secção 3.3, ou seja, o aumento de temperatura antes da carga máxima não se altera de forma significativa para velocidades de deslocamento da amarra superiores a 1 mm/s. Depois da carga máxima a variação de temperatura é influenciada pela velocidade da amarra. Quanto maior for a velocidade imposta à amarra maior é o aumento de temperatura previsto no centro do provete após o instante de carga máxima.



**Figura 3.12.** Evolução da temperatura no ponto central do provete para diferentes velocidades de deslocamento da amarra no ensaio de tração uniaxial para os dois aços estudados.

Na Figura 3.13 é mostrada a distribuição de temperatura ao longo do comprimento do provete no instante de carga máxima, comparando diferentes valores de velocidade de amarra. O aumento de temperatura no centro do provete é maior para velocidades de deslocamento da armara mais elevadas. O aumento de temperatura previsto numericamente para as duas velocidades de deformação mais elevadas é semelhante, tendo uma diferença de aproximadamente  $1^{\circ}\text{C}$  no centro do provete (ver Figura 3.13). Este resultado vai ao encontro de resultados obtidos anteriormente, onde não se justifica velocidades de ensaio superiores a  $1\text{ mm/s}$ , pois os resultados obtidos com velocidades superiores são muito semelhantes. A diferença no aumento de temperatura é superior para velocidades mais baixas, ou seja, quando a velocidade passa de  $0.1\text{ mm/s}$  para  $1\text{ mm/s}$  (10 vezes) a diferença de temperatura no centro do provete é bastante superior à observada quando a velocidade passa de  $1\text{ mm/s}$  para  $10\text{ mm/s}$  (10 vezes). Velocidades baixas implicam maior tempo de duração do ensaio, permitindo maiores perdas de energia para o exterior (calor dissipado para o exterior por convecção natural), causando menor aumento de temperatura no provete.



**Figura 3.13.** Distribuição da temperatura ao longo do comprimento do provete para diferentes velocidades de deslocamento da amarra no ensaio de tração uniaxial para os dois aços estudados, para o instante de carga máxima.

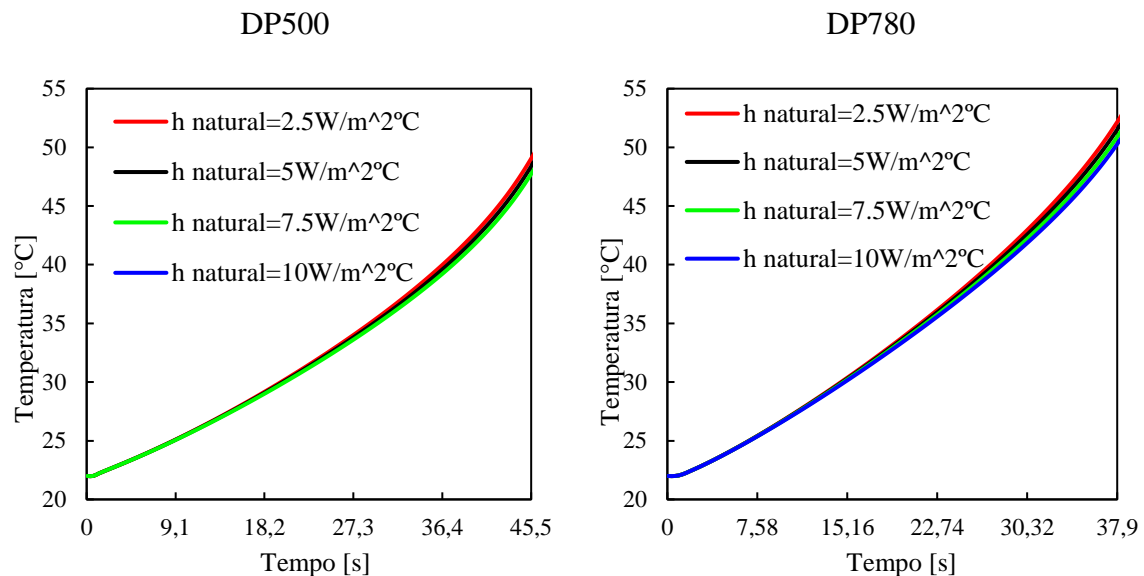
### 3.6. Diferente geometria do provete de tração

Nesta secção vão ser analisados os resultados relativos ao provete II, cujas dimensões estão indicadas na Figura 2.3. O objetivo é estudar a influência da geometria no aumento de temperatura provocado pela deformação plástica. O estudo vai se focar essencialmente na deformação até ao instante de carga máxima.

#### 3.6.1. Transferência de calor para o exterior

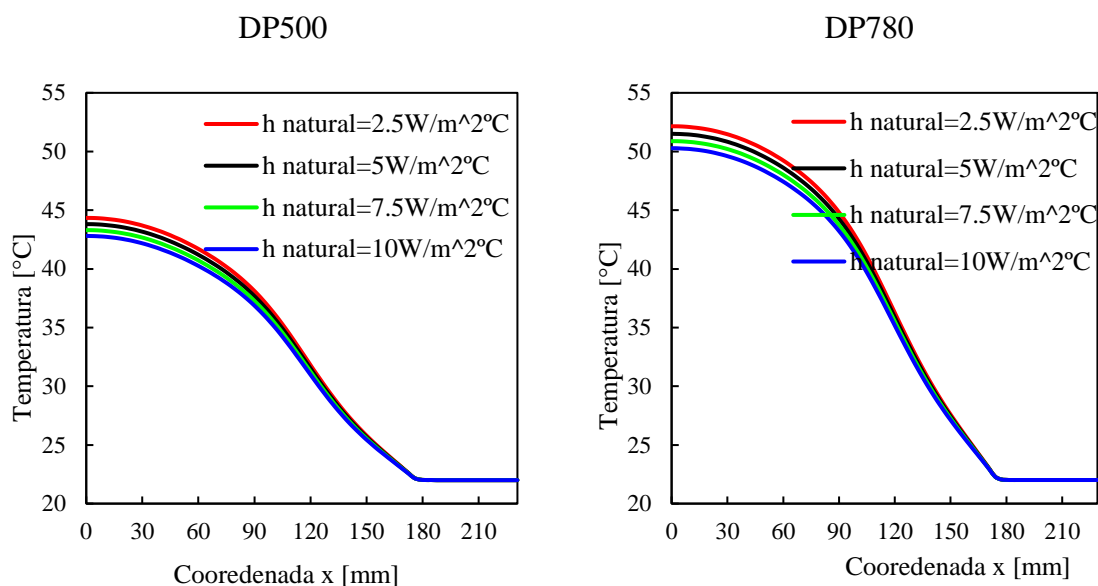
No provete II é estudado apenas o coeficiente de convecção natural, pois o valor do coeficiente de transferência de calor por contacto não tem influência no aumento de temperatura (ver Figura 3.6). Efetivamente a temperatura mantém-se constante e igual à temperatura inicial na zona de contato com a amarra (zona mais afastada do centro do provete) durante o ensaio de tração. Na Figura 3.14 é apresentada a evolução da temperatura até ao instante de carga máxima no nó central para os dois materiais, utilizando diferentes valores de coeficiente de convecção natural. Para este coeficiente foram usados quatro valores, três deles já estudados anteriormente. Além dos valores listados na Figura 3.3, foi estudado outro valor de coeficiente de convecção natural  $h_n = 2.5 W/m^2°C$ , pois para

planos de grande comprimento, que é o caso do provete II, o coeficiente de convecção natural diminui (ver Figura 2.5 (a)). O tempo total deste ensaio é de 60 s correspondendo à velocidade de 1 mm/s, onde o instante de carga máxima no aço DP500 é aos 45,5 s e no aço DP780 é aos 37,9 s.



**Figura 3.14.** Evolução da temperatura no ponto central do provete para diferentes valores do coeficiente de convecção natural utilizando 1 mm/s de velocidade de deslocamento da amarra.

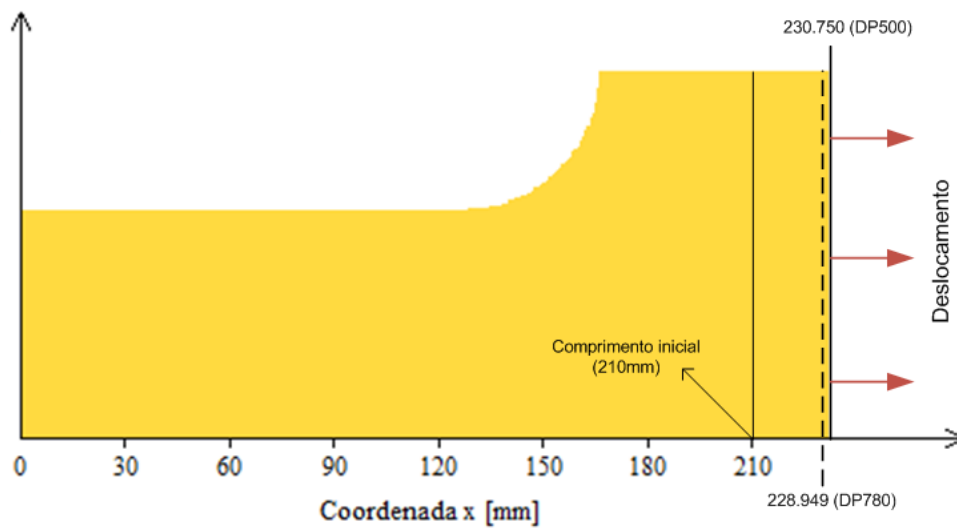
A Figura 3.15 apresenta a distribuição de temperatura ao longo do provete no instante de carga máxima para o provete II, considerando diferentes valores para o coeficiente de convecção natural. Com o objetivo de localizar o perfil de temperaturas na geometria do provete, a Figura 3.16 apresenta a coordenada  $x$ , bem como o deslocamento imposto pela amarra nos dois materiais. No caso do aço DP500 o deslocamento imposto até a carga máxima conduz a um provete com  $2 \times 230,750$  mm de comprimento enquanto que no aço DP780 o comprimento do provete no instante da carga máxima é  $2 \times 228,949$  mm.



**Figura 3.15.** Distribuição da temperatura ao longo do comprimento do provete no instante de carga máxima para valores diferentes do coeficiente de convecção natural e velocidade da amarra de 1 mm/s.

Neste provete, à semelhança do provete I, o aumento de temperatura é maior para um menor coeficiente de convecção natural. No entanto, com esta geometria é possível ver a influência do coeficiente de convecção natural no ensaio de tração uniaxial com uma velocidade de amarra de 1 mm/s, ao contrário do que acontecia para o provete I (Figura 3.6 (a)). Isto deve-se ao facto de que para a mesma velocidade da amarra, o deslocamento imposto é superior no caso do provete II porque este apresenta um comprimento também bastante superior (comparar Figura 2.2 com Figura 2.3), levando a que o tempo de perda de calor por convecção natural seja maior. A diferença entre os dois materiais relativamente à distribuição de temperatura está apenas no valor, sendo que o aço DP780 atinge temperaturas superiores.

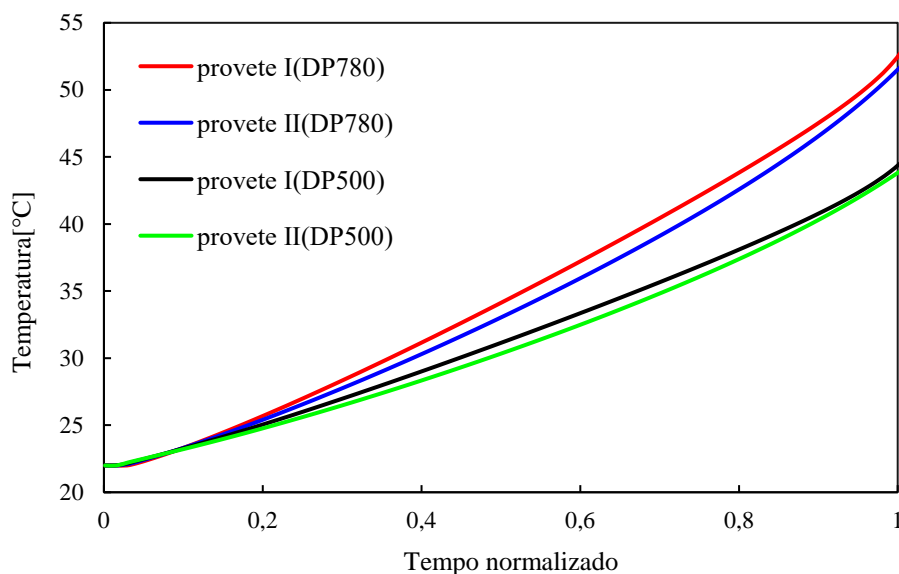




**Figura 3.16.** Geometria da fração do provete II, com representação da coordenada x.

### 3.6.2. Variação da temperatura

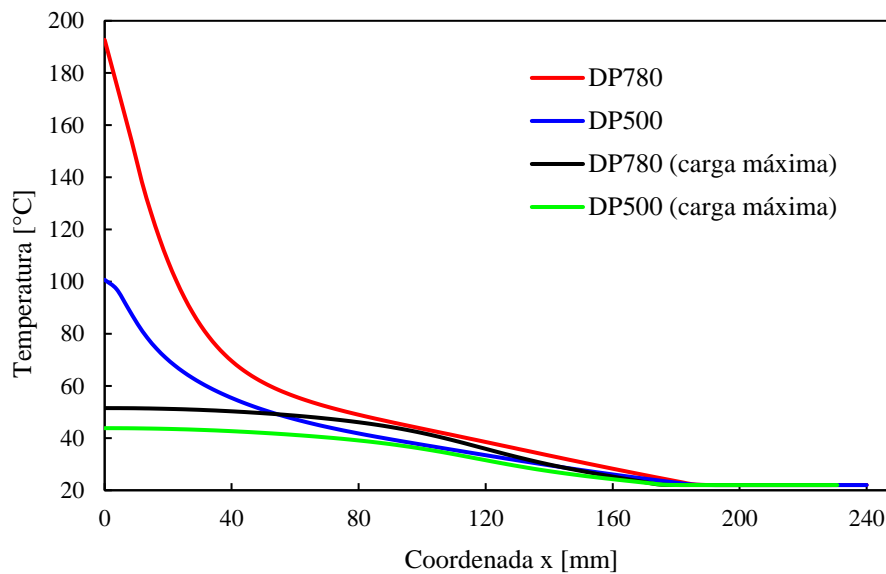
Nesta subsecção vai ser avaliado o aumento de temperatura no provete II em comparação como provete I. Na Figura 3.17 é apresentada a evolução de temperatura no ponto central para os dois provetes, assumido as mesmas condições nos dois casos, incluindo a velocidade de deslocamento da amarra de 1 mm/s. Como o tempo de ensaio em cada provete é diferente, foi necessário normalizar o tempo de ensaio para fazer uma comparação direta dos resultados. Assim, o tempo de ensaio em cada provete foi normalizado com o tempo decorrido no instante de carga máxima.



**Figura 3.17.** Evolução da temperatura no ponto central do provete I e II até ao instante de carga máxima para os dois materiais analisados. Velocidade de ensaio de 1 mm/s.

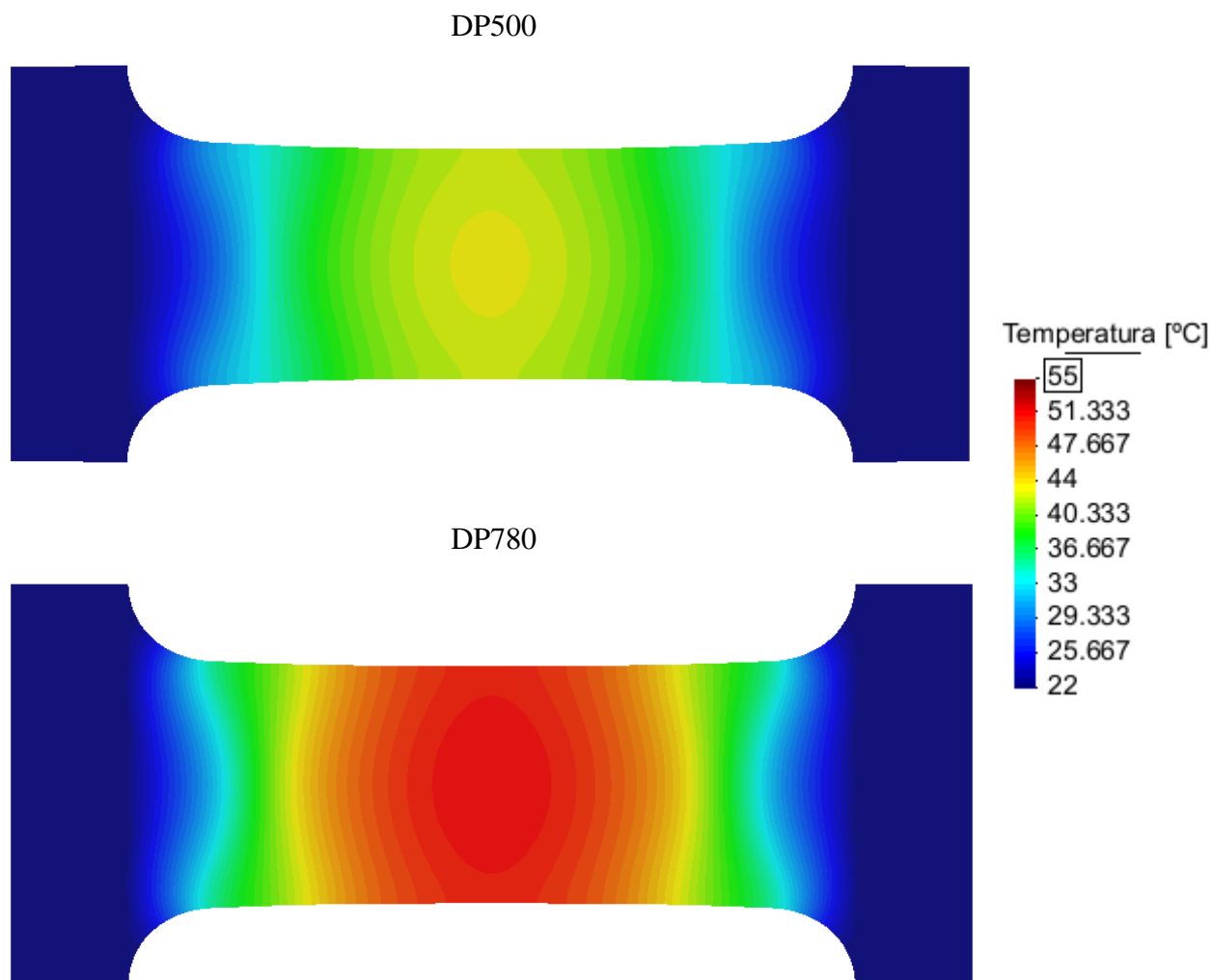
Os resultados da Figura 3.17 mostram que a geometria do provete (dimensão) não provoca alterações significativas no aumento de temperatura no ponto central do provete, quando os ensaios de tração são realizados nas mesmas condições.

Na Figura 3.18 é mostrada a distribuição de temperatura ao longo do comprimento do provete II, tanto para o instante de carga máxima como para o instante final de ensaio. O comportamento deste provete é em tudo semelhante ao provete I, à exceção do valor da temperatura máxima atingida no final do ensaio. Apesar de a temperatura no centro do provete no instante de carga máxima ser bastante próxima nos dois provetes, no final do ensaio a temperatura é bastante superior no provete II. Pode-se concluir que depois do instante de carga máxima a geometria de grandes dimensões provoca um maior aumento de temperatura. No instante de carga máxima, a temperatura ao longo do comprimento do provete é próxima da temperatura máxima para distância maior no provete II. Assim, do ponto de vista de montagem experimental, no provete II é possível medir a temperatura máxima numa gama de aproximadamente 80 mm, enquanto que no provete I não é possível medir o aumento de temperatura numa área tão elevada.



**Figura 3.18.** Distribuição da temperatura ao longo do provete no instante de carga máxima e no instante final do ensaio, para o provete II com velocidade da amarra de 1 mm/s.

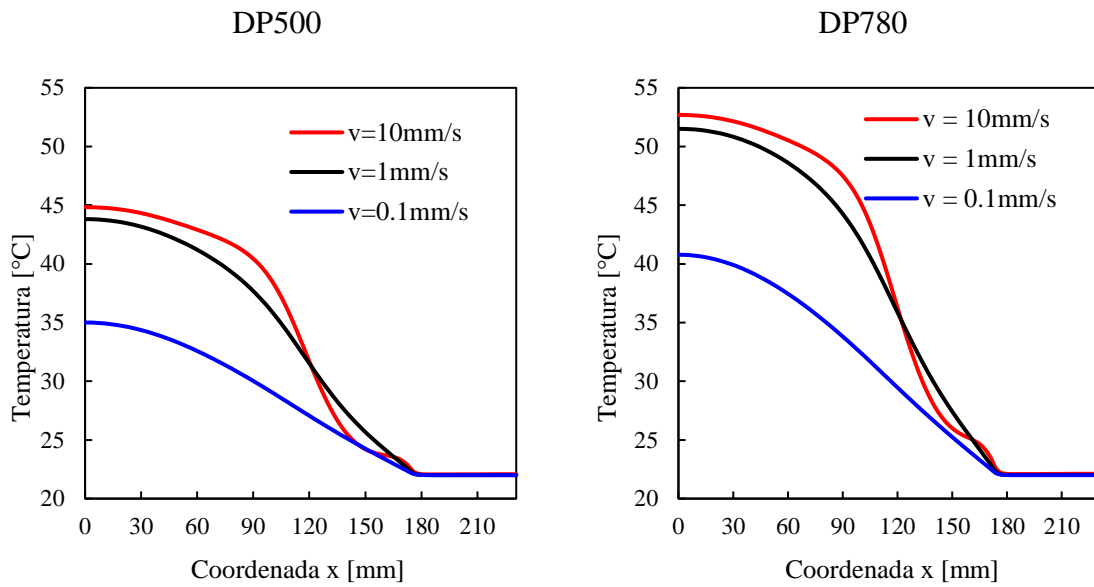
A distribuição de temperatura em todo o provete II é mostrado na Figura 3.19 para os dois materiais, correspondendo ao instante de carga máxima. Na zona da amarra, onde foi imposto o coeficiente de transferência de calor por contacto, a temperatura manteve-se constante e igual à temperatura imposta no início do ensaio. A temperatura máxima atingida no aço DP500 é de 43,8°C e no aço DP780 é de 51,5°C. O gradiente de temperatura na direção da largura do provete não é significativa, sendo superior no provete II em comparação com o provete I (largura doze vezes superior).



**Figura 3.19.** Distribuição da temperatura no instante de carga máxima para ambos os materiais considerando a velocidade de amarra de 1 mm/s.

### 3.6.3. Velocidades de ensaio

Na Figura 3.20 é mostrada a distribuição de temperatura ao longo do comprimento no provete II no instante de carga máxima com diferentes velocidades de ensaio. O aumento de temperatura é maior para velocidades de deformação superiores. Com velocidades de amarra superiores a 1 mm/s a diferença no aumento de temperatura máxima no centro do provete é pouco significativa. Considerando a velocidade de 10 mm/s, o gradiente de temperatura entre 150 e 180 mm é superior, o qual é provocadas pela geometria do provete (zona onde há variação da largura).



**Figura 3.20.** Distribuição de temperatura ao longo do comprimento do provete no instante de carga máxima para diferentes velocidades de ensaio.



## 4. CONCLUSÕES

Nos últimos anos a utilização dos aços de alta resistência têm vindo a aumentar na indústria automóvel, permitindo reduzir o peso dos mesmos. No entanto, tem sido feita investigação no sentido de alcançar cada vez melhores propriedades, como por exemplo aumentar a formabilidade destes aços. Este trabalho centrou-se no estudo de dois aços de alta resistência, o aço DP500 e o aço DP780. Uma vez que pequenas variações de temperatura alteram as propriedades dos lubrificantes utilizados no processo de conformação de chapas metálicas, o objetivo principal deste trabalho é quantificar numericamente o aumento de temperatura gerado por deformação plástica nestes aços

O ensaio de tração uniaxial foi selecionado para fazer a avaliação do aumento de temperatura induzido por deformação plástica. A geração de calor por deformação plástica é definida como sendo uma fração do trabalho plástico. Por outro lado, como a velocidade de deformação no ensaio de tração não é suficientemente elevada para considerar condições adiabáticas, foi necessário modelar as perdas de calor no modelo de elementos finitos. O modelo desenvolvido tem em consideração as perdas por convecção natural e transferência de calor por contacto. A posição de provete influencia a transferência de calor por convecção natural (posição vertical ou horizontal). No caso de o provete ser tracionado na direção horizontal a transferência de calor é maior na superfície superior. O comprimento do provete e a temperatura inicial de ensaio são também fatores que influenciam o coeficiente de convecção natural.

Os resultados numéricos dos ensaios de tração mostram que o coeficiente de transferência de calor por contacto não tem influência no aumento de temperatura, independentemente da velocidade de deformação. Em relação ao coeficiente de convecção natural pode-se tirar uma conclusão similar, no entanto, para velocidades da amarra muito baixas (0.1 mm/s), é possível observar uma pequena diferença no aumento de temperatura no centro do provete.

Para além de valores constantes do coeficiente de Taylor e Quinney ( $\beta$ ), o modelo adotado neste trabalho também considera que a fração de trabalho plástico convertido em calor aumenta com a deformação plástica. Para tal recorre ao modelo de

Zehnder, o qual define que o  $\beta$  diminui com o aumento do coeficiente de encruamento do material. Para os dois aços estudados, o modelo prevê que a geração de calor é sempre superior no aço DP780, no entanto os dois aços alcançam valores próximos de  $\beta$  para grandes deformações. A temperatura máxima é sempre atingida no centro do provete. Assumindo condições adiabáticas e o coeficiente de Taylor e Quinney máximo ( $\beta=1$ ), a temperatura máxima no instante de carga máxima é 65°C no aço DP780 e 49°C no aço DP500. Uma análise feita ao coeficiente de Taylor e Quinney mostra que a evolução de temperatura no ponto central do provete com o modelo de Zehnder é muito próxima à evolução de temperatura considerando a geração de calor constante ( $\beta=0.9$ ). Esta conclusão é válida para diferentes velocidades de ensaio. No entanto, para velocidades de amarra superiores a 1 mm/s não há alteração significativa dos resultados de temperatura prevista, logo não se justifica a realização do ensaio de tração uniaxial com velocidades elevadas.

O estudo feito às diferentes geometrias do provete mostra que os resultados relativamente à temperatura atingida no centro do provete são muito semelhantes. Para os dois provetes o aumento de temperatura é superior no aço DP780, sendo que o maior aumento de temperatura ocorre depois do ponto de carga máxima no centro do provete. Relativamente às perdas de calor, no provete II é possível observar a influência do coeficiente de convecção natural com uma velocidade da amarra de 1 mm/s enquanto que no provete I só com uma velocidade de 0.1 mm/s. Uma das vantagens de utilizar o provete II (maior dimensão) para analisar o calor gerado por deformação plástica é que neste provete a área de medição de temperatura na zona central do provete é maior.



---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Adam, L., & Ponthot, J.-P. (2005). Thermomechanical modeling of metals at finite strains: First and mixed order finite elements. *International Journal of Solids and Structures*, 42(21–22), 5615–5655. <https://doi.org/10.1016/J.IJSOLSTR.2005.03.020>
- Anon. (2017). Thermal Properties of Metals, Conductivity, Thermal Expansion, Specific Heat | Engineers Edge. *Engineers Edge*. Retrieved from [https://www.engineersedge.com/properties\\_of\\_metals.htm](https://www.engineersedge.com/properties_of_metals.htm)
- Aravas, N., Kim, K.-S., & Leckie, F. A. (1990). On the calculations of the stored energy of cold work. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, 112(4), 465–470. <https://doi.org/10.1115/1.2903358>
- Bertoldi, E. (2013). Análise De Ensaio De Tração Em Corpo De Prova De Aço Sae 1020, (2012), 10.
- Cabezas, E. E., & Celentano, D. J. (2004). Experimental and numerical analysis of the tensile test using sheet specimens. *Finite Elements in Analysis and Design*, 40(5–6), 555–575. [https://doi.org/10.1016/S0168-874X\(03\)00096-9](https://doi.org/10.1016/S0168-874X(03)00096-9)
- Caron, E. J. F. R., Daun, K. J., & Wells, M. A. (2014). Experimental heat transfer coefficient measurements during hot forming die quenching of boron steel at high temperatures. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 71, 396–404. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.12.039>
- Chandrasekharan, S., Palaniswamy, H., Jain, N., Ngaile, G., & Altan, T. (2005). Evaluation of stamping lubricants at various temperature levels using the ironing test. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(4–5), 379–388. <https://doi.org/10.1016/J.IJMACHTOOLS.2004.09.014>
- Chang, Y., Tang, X., Zhao, K., Hu, P., & Wu, Y. (2016). Investigation of the factors influencing the interfacial heat transfer coefficient in hot stamping. *Journal of Materials Processing Technology*, 228, 25–33. <https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2014.10.008>
- Chrysochoos, A., Maisonneuve, O., Martin, G., Caumon, H., & Chezeaux, J. C. (1989). Plastic and dissipated work and stored energy. *Nuclear Engineering and Design*, 114(3), 323–333. [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(89\)90110-6](https://doi.org/10.1016/0029-5493(89)90110-6)
- Costa, M. P. (2017). *Thermomechanical Modelling of the Draw Bead test*. Universidade de Coimbra.
- Farren, W. S., & Taylor, G. I. (1925). The Heat Developed during Plastic Extension of Metals. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 107(743), 422–451. <https://doi.org/10.1098/rspa.1925.0034>

- Gao, Y., & Wagoner, R. H. (1987). A Simplified Model of Heat Generation during the Uniaxial Tensile Test, *18*(June), 1001–1009.
- Groche, P., Nitzsche, G., & Elsen, A. (2008). Adhesive wear in deep drawing of aluminum sheets. *CIRP Annals*, *57*(1), 295–298.  
<https://doi.org/10.1016/J.CIRP.2008.03.042>
- Hill, R. (1948). A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, *193*(1033), 281–297. <https://doi.org/10.1098/rspa.1948.0045>
- Hughes, T. J. R. (1980). Generalization of selective integration procedures to anisotropic and nonlinear media. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. <https://doi.org/10.1002/nme.1620150914>
- Incropera, F. P., Bergman, T. L., Lavine, A. S., & DeWitt, D. P. (2011). *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. Wiley. <https://doi.org/10.1073/pnas.0703993104>
- Kapoor, R., & Nemat-Nasser, S. (1998). Determination of temperature rise during high strain rate deformation. *Mechanics of Materials*, *27*(1), 1–12.  
[https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(97\)00036-7](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(97)00036-7)
- Kim, H., Sung, J. H., Sivakumar, R., & Altan, T. (2007). Evaluation of stamping lubricants using the deep drawing test. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, *47*(14), 2120–2132.  
<https://doi.org/10.1016/J.IJMACHTOOLS.2007.04.014>
- Kim, J. H., Sung, J. H., Piao, K., & Wagoner, R. H. (2011). The shear fracture of dual-phase steel. *International Journal of Plasticity*, *27*(10), 1658–1676.  
<https://doi.org/10.1016/J.IJPLAS.2011.02.009>
- Knysh, P., & Korkolis, Y. P. (2015). Determination of the fraction of plastic work converted into heat in metals. *Mechanics of Materials*, *86*, 71–80.  
<https://doi.org/10.1016/J.MECHMAT.2015.03.006>
- KUZIAK, R., KAWALLA, R., & WAENGLER, S. (2008). Advanced high strength steels for automotive industry. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, *8*(2), 103–117. [https://doi.org/10.1016/S1644-9665\(12\)60197-6](https://doi.org/10.1016/S1644-9665(12)60197-6)
- Lesch, C., Kwiaton, N., & Klose, F. B. (2017). Advanced High Strength Steels (AHSS) for Automotive Applications – Tailored Properties by Smart Microstructural Adjustments. *Steel Research International*. <https://doi.org/10.1002/srin.201700210>
- Martins, J. M. P., Neto, D. M., Alves, J. L., Oliveira, M. C., Laurent, H., Andrade-Campos, A., & Menezes, L. F. (2017). A new staggered algorithm for thermomechanical coupled problems. *International Journal of Solids and Structures*, *122–123*, 42–58. <https://doi.org/10.1016/J.IJSOLSTR.2017.06.002>
- Menezes, L. F., & Teodosiu, C. (2000). Three-dimensional numerical simulation of the deep-drawing process using solid finite elements. *Journal of Materials Processing Technology*, *97*(1–3), 100–106. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00345-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00345-3)
- Moss, G. L., & Pond, R. B. (1975). Inhomogeneous thermal changes in copper during plastic elongation. *Metallurgical Transactions A*, *6*(6), 1223–1235.  
<https://doi.org/10.1007/BF02658532>

- Néris. (2011). Ensaio de tração. *Universidade de São Paulo, Brasil*.
- Neto, D. M., Simões, V. M., Oliveira, M. C., Alves, J. L., Laurent, H., & Menezes, L. F. (2018). Assessing the fraction of plastic work converted into heat using the uniaxial tensile test. *Journal of Materials Processing Technology*.
- Ohbuchi, Y., Sakamoto, H., & Nagatomo, N. (2016). Thermal image analysis of plastic deformation and fracture behavior by a thermo-video measurement system. *Measurement Science and Technology*, 27(12). <https://doi.org/10.1088/0957-0233/27/12/124015>
- Oliferuk, W., Maj, M., & Raniecki, B. (2004). Experimental analysis of energy storage rate components during tensile deformation of polycrystals. *Materials Science and Engineering: A*, 374(1–2), 77–81. <https://doi.org/10.1016/J.MSEA.2003.12.056>
- Oliveira, M. C., Alves, J. L., & Menezes, L. F. (2008). Algorithms and strategies for treatment of large deformation frictional contact in the numerical simulation of deep drawing process. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 15(2), 113–162. <https://doi.org/10.1007/s11831-008-9018-x>
- Pereira, M. P., & Rolfe, B. F. (2014). Temperature conditions during “cold” sheet metal stamping. *Journal of Materials Processing Technology*, 214(8), 1749–1758. <https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2014.03.020>
- Rocha, R. O., Melo, T. M. F., Pereloma, E. V., & Santos, D. B. (2005). Microstructural evolution at the initial stages of continuous annealing of cold rolled dual-phase steel. *Materials Science and Engineering: A*, 391(1–2), 296–304. <https://doi.org/10.1016/J.MSEA.2004.08.081>
- Rusinek, A., & Klepaczko, J. R. (2009). Experiments on heat generated during plastic deformation and stored energy for TRIP steels. *Materials & Design*, 30(1), 35–48. <https://doi.org/10.1016/J.MATDES.2008.04.048>
- Steels, S. (2013). Overview of Major Steels.
- Tariq, A., & Asif, M. (2016). Experimental investigation of thermal contact conductance for nominally flat metallic contact. *Heat and Mass Transfer/Waerme-Und Stoffuebertragung*, 52(2), 291–307. <https://doi.org/10.1007/s00231-015-1551-1>
- Taylor, G. I., & Quinney, H. (1934). The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 143(849), 307–326. <https://doi.org/10.1098/rspa.1934.0004>
- Trouve, T. A. (2012). Thermal Properties Database. Retrieved from <https://www.ncjrs.gov/App/Publications/abstract.aspx?ID=261106>
- Zehnder, A. T. (1991). A model for the heating due to plastic work. *Mechanics Research Communications*, 18(1), 23–28. [https://doi.org/10.1016/0093-6413\(91\)90023-P](https://doi.org/10.1016/0093-6413(91)90023-P)
- Zehnder, A. T., Babinsky, E., & Palmer, T. (1998). Hybrid method for determining the fraction of plastic work converted to heat. *Experimental Mechanics*, 38(4), 295–302. <https://doi.org/10.1007/BF02410392>

Zhang, T., Guo, Z. R., Yuan, F. P., & Zhang, H. S. (2018). Investigation on the plastic work-heat conversion coefficient of 7075-T651 aluminum alloy during an impact process based on infrared temperature measurement technology. *Acta Mechanica Sinica/Lixue Xuebao*, 34(2), 327–333. <https://doi.org/10.1007/s10409-017-0673-8>