

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

PERINALDO SEVERINO JÚNIOR

SIMULAÇÃO DA CONFORMAÇÃO PLÁSTICA DE CHAPA NAVAL
POR LINHAS DE CALOR VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

RECIFE
2018

PERINALDO SEVERINO JÚNIOR

SIMULAÇÃO DA CONFORMAÇÃO PLÁSTICA DE CHAPA NAVAL
POR LINHAS DE CALOR VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Tese submetida ao Programa de Pós Graduação
em Engenharia Mecânica do Departamento de
Engenharia Mecânica da Universidade Federal
de Pernambuco como parte dos requisitos para a
obtenção do Grau de Doutor em Engenharia
Mecânica.

Área de Concentração: Engenharia de Materiais
e Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti
Ferreira

Coorientador: Prof. Dr. José Maria Andrade
Barbosa

RECIFE
2018

Catálogo na fonte
Bibliotecária Margareth Malta, CRB-4 / 1198

- S498s Severino Júnior, Perinaldo.
Simulação da conformação plástica de chapa naval por linhas de calor via método dos elementos finitos / Perinaldo Severino Júnior. – 2018.
109 folhas, il., gráfs., tabs.
- Orientador: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.
Coorientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa.
Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2018.
Inclui Referências.
1. Engenharia Mecânica. 2. Simulações computacionais. 3. Conformação plástica. 4. Linhas de calor. 5. Elementos finitos. 6. Construção naval. I. Ferreira, Ricardo Artur Sanguinetti. (Orientador). II. Barbosa, José Maria Andrade. (Coorientador). III. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG/2018-241

28 de Fevereiro de 2018.

“SIMULAÇÃO DA CONFORMAÇÃO PLÁSTICA DE CHAPA NAVAL
POR LINHAS DE CALOR VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS”

PERINALDO SEVERINO JÚNIOR

ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ENGENHARIA DE MATERIAIS E FABRICAÇÃO

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA
ORIENTADOR/PRESIDENTE

Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA
COORIENTADOR

Prof. Dr. CEZAR HENRIQUE GONZALEZ
COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA (UFPE)

Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA (UFPE)

Prof. Dr. YOGENDRA PRASAD YADAVA (UFPE)

Prof. Dr. TIAGO LEITE ROLIM (UFPE)

Prof. Dr. PABLO BATISTA GUIMARÃES (IFPE)

Prof. Dr. TIAGO DE SOUZA ANTONINO (IFPE)

Ao meu Pai Perinaldo (*in memoriam*)
, ao meu Irmão Fabiano (*in memoriam*), a minha
mãe Terezinha, a minha irmã Vlândia e a minha
sobrinha Maria Cecília
Dedico

AGRADECIMENTOS

A Deus, pela vida e por permitir que eu enxergasse um pouquinho de sua criação e que entendesse uma minúscula parcela de como a Natureza opera.

Ao Prof Dr Cezar Henrique Gonzalez e ao Prof Dr Jorge Recarte Henríquez Guerrero, pelo apoio e suporte fundamentais do PPGEM-UFPE.

Ao Prof Dr Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira e ao Prof Dr José Maria Andrade Barbosa, pela orientação, apoio, suporte intelectual e logístico e por acreditarem no potencial do autor.

A minha mãe Terezinha Maria Moura Silva, companheira e amiga fiel em todos os tempos.

A minha irmã Vlória Geane Moura Silva e a minha Sobrinha Maria Cecília Moura Lima dos Santos, por estarem conosco.

Aos Professores do IFPE Campus Recife, pelo suporte e apoio indispensáveis à realização deste Trabalho: José Ângelo Peixoto, José Dasio, Pablo Batista Guimarães, Tiago de Souza Antonino, Heber Claudius, José Eduardo Ferreira, Nelson Gonçalves, Maurício, Prof Ferreira.

Aos Técnicos Mecânico e Administrativos do DADI IFPE Campus Recife, Elinaldo e Jonhson pelo apoio e atenção inestimáveis.

Aos Professores de Refrigeração do IFPE Campus Recife, que influenciaram e deram suporte direto e indispensável à realização deste Trabalho: Alvaro Antônio Ochoa Villa, Luciano Torres Prestrelo, José Duarte, Paulo D'Ávila Garcia Neto, Nivaldo Gregório, Earlyson Gonçalves, Kilvio Alessandro, Marivaldo Rosas.

Ao Prof Dr Tiago Leite Rolim pelas infindáveis medições na Mesa de Coordenadas, indispensáveis para a realização deste Trabalho.

Aos fornecedores de insumos para as experiências no laboratório: Bruno e Rogério, pela colaboração e parceria, que não distinguiu finais de semana, nem feriados para a entrega pronta e disponível dos materiais de que necessitávamos.

Aos estagiários Lucas Ferreira Paixão, Yuri, Washington e Bruno, pelo suporte importantíssimo na realização das experiências práticas e processamento dos dados delas resultantes.

A Paternak pelas orientações e apoio.

A Janaína, do Laboratório de Micrografias da UFPE, pelo apoio.

Clama a mim, e responder-te-ei, e anunciar-te-ei coisas grandes e firmes que não sabes.
Jeremias 33:3

RESUMO

O processo de conformação plástica de chapas metálicas com o uso de Linhas de Aquecimento por maçaricos oxigás está bastante difundido, devido à portabilidade e facilidade intrínseca ao processo. Todavia, custos operacionais podem ser altos, em decorrência da dependência de mão-de-obra experiente, nos casos de baixa automatização do processo. Neste trabalho, Simulações Computacionais com o software comercial Abaqus foram efetivadas e validadas, tanto como casos de *benchmarking* da literatura como com experimentos realizados pelo autor. Os corpos de prova empregados neste trabalho constituíram-se de chapas em aço ASTM A131 AH36, com espessura de 13,7 mm e de corpos de prova em aço SAE 1020, na espessura de 12,7 mm. O modelo computacional do corpo de prova foi concebido. Este modelo retratou as propriedades térmicas e mecânicas variáveis com a temperatura do material AH36, bem como os processos de transferência de calor do corpo de prova com o ambiente, via convecção e radiação. A fonte de calor por tocha oxiacetilênica foi modelada via fonte de Goldak dupla-elipsóide e o coeficiente de filme (convecção) entre a superfície do corpo de prova e o ambiente foi tomado variável com a temperatura. As transformações de fase estão ausentes, dado que a temperatura máxima na conformação por linhas de calor está limitada a 650°C. As simulações computacionais compreenderam a aplicação da tocha oxiacetilênica com resfriamento ao ar. Experimentos de *benchmarking* foram usados para validar Simulações realizadas neste trabalho. As Simulações validadas foram então empregadas para inferir novos resultados. Os resultados dos deslocamentos nos experimentos de linhas de calor feitos pelo autor foram comparados aos resultados representativos das simulações por computador, via média RMS (*root mean square*). Os picos de temperatura obtidos experimentalmente pelo autor foram também comparados aos resultados das simulações. O estudo evidenciou então a aplicabilidade das simulações do processo de conformação por linhas de calor à previsão dos deslocamentos na construção naval, com a redução dos custos de retrabalho advindos das técnicas empíricas tradicionalmente empregadas.

Palavras-chave: Simulações computacionais. Conformação plástica. Linhas de calor. Elementos finitos. Construção naval.

ABSTRACT

The Heating Line Forming Process of Metallic Plates by using oxygas torches is widely employed, given its practicality and ease of application in industry. Nevertheless, operating costs may be high, due to the natural dependence of the process on very skilled and experienced working force, in cases where low automation is available. In this work, Computational Simulations using Abaqus Commercial Software were performed and validated, both on benchmarking cases and with author conducted experiments. The specimens employed in this work were made up of ASTM A131 AH36 steel plate with 13.7 mm of thickness, as well as SAE 1020 steel plates with 12.7 mm of thickness. The specimen computational model in steel was conceived. This model portrayed both the thermal and mechanical specimen properties as temperature dependent ones, as well as the heat transfer processes from the specimen to the surrounding medium, via convection and radiation. The oxyacetylene torch heat source was modeled by means of double elipsoidal Goldak heat source and the film coefficient (convection) between the specimen surface and the surrounding medium was temperature dependent. Phase transformations are absent, since the heat line forming process maximum allowable temperature is limited to 650°C. The computational simulations included application of the oxyacetylene torch with cooling in air stream. Experiments already dealt with and available in Literature were employed to validating Computational Simulations performed in this work. Validated Simulations were then used for obtaining new results. The results of the displacements in the experiments of heat lines made by the author were compared to the representative results of the computer simulations, via average RMS (*root mean square*). The temperature peaks obtained experimentally by the author were also compared to the results of the simulations. The study then showed the applicability of the simulations of the process of plastic forming by heat lines to the prediction of displacements in shipbuilding, with the reduction of reworking costs coming from the empirical techniques traditionally employed.

Keywords: Computational simulations. Plastic forming. Heat line. Finite elements. Shipbuilding.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Elementos de um Navio.....	24
Figura 2: bulbo de proa.....	25
Figura 3: efeito de redução de arraste do bulbo de proa.....	26
Figura 4: superfície de curvatura simples.....	26
Figura 5: superfície de curvatura dupla no mesmo sentido.....	27
Figura 6: superfície de curvatura dupla de sentidos opostos.....	28
Figura 7: curvatura de chapas por prensas hidráulicas.....	28
Figura 8: detalhe do.....	30
Figura 9: esquema básico da conformação por linhas de calor.....	32
Figura 10: mecanismo de deformação na linha de calor.....	34
Figura 11: fonte de calor de Rosenthal.....	36
Figura 12: fonte de calor gaussiana.....	37
Figura 13: fonte de calor dupla elipsoidal.....	39
Figura 14: sistema local de coordenadas na fonte de calor dupla elipsoidal.	40
Figura 15: curva tensão-deformação para material elasto-plástico.....	46
Figura 16: Superfícies de Escoamento.....	48
Figura 17: Efeito Bauschinger.....	52
Figura 18: placa em aço com baixo teor em carbono.....	54
Figura 19: chapa nas simulações executadas.....	55
Figura 20: detalhe da posição dos termopares nos experimentos a seco.....	57
Figura 21: data taker.....	58
Figura 22: tartaruga do maçarico.....	59
Figura 23: elemento C3D8T do Abaqus, com oito nós e formulação linear.....	62
Figura 24: detalhe do elemento C3D8T.....	63
Figura 25: malha com 3074 elementos e particionamento do modelo geométrico.....	63
Figura 26: detalhe das condições de contorno.....	64
Figura 27: detalhe da chapa sobre a placa de concreto leve para aplicação da Linha de Calor.	64
Figura 28: tensão de escoamento de aço de baixo teor de carbono.....	67
Figura 29: Linha 1 versus Linha Transversal.....	68
Figura 30: sistema de coordenadas utilizado nas equações de fonte de calor.....	69
Figura 31: malha de elementos finitos empregada na Análise por Teoria das Grandes Deformações	73
Figura 32: posição do termopar no corpo de prova padrão.....	73
Figura 33: ciclo térmico para o corpo de prova padrão.....	74
Figura 34: ponto PAT.....	75
Figura 35: ciclo térmico do ponto de avaliação de temperatura (PAT).....	76
Figura 36: micrografia de amostra da superfície (500x).....	78
Figura 37: micrografia de seção transversal (500x).....	78
Figura 38: perfis do corpo de prova de referência.....	79
Figura 39: ciclos térmicos nos termopares da amostra 1.	80
Figura 40: perfis do corpo de prova 1 avaliados na mesa de coordenadas.....	81
Figura 41: perfil transversal da amostra 1.....	82
Figura 42: ciclos térmicos nos termopares da amostra 2.	83
Figura 43: perfis do corpo de prova 3 avaliados na mesa de coordenadas.....	84
Figura 44: perfil transversal da amostra 2.....	85
Figura 45: ciclos térmicos nos termopares do corpo de prova 3 durante experimento.	86
Figura 46: perfis do corpo de prova 3 avaliados na mesa de coordenadas.....	87

Figura 47: perfil transversal do corpo de prova 3 avaliado na mesa de coordenadas.....	88
Figura 48: Ciclos térmicos nos termopares da amostra 4.....	89
Figura 49: perfis do corpo de prova 4 avaliados na mesa de coordenadas.....	90
Figura 50: Ciclos térmicos nos termopares da amostra 5.....	91
Figura 51: perfis do corpo de prova 5 avaliados na mesa de coordenadas.....	92
Figura 52: perfil transversal do corpo de prova 7 avaliado na mesa de coordenadas.....	93
Figura 53: Ciclos térmicos nos termopares da amostra 6.	93
Figura 54: perfis do corpo de prova 6 avaliados na mesa de coordenadas.....	94
Figura 55: perfil transversal do corpo de prova 6 avaliado na mesa de coordenadas.....	95
Figura 56: Ciclos térmicos nos termopares da amostra 9.	96
Figura 57: deslocamento U3 na amostra 7.....	97
Figura 58: perfil transversal do corpo de prova 7 avaliado na mesa de coordenadas.....	98

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Critérios de Escoamento e suas Aplicações. Fonte: (ASARO & LUBARDA, 2006).	
.....	49
Tabela 2: composição química para aço AH-36. Fonte: adaptado de ASTM (2007).....	55
Tabela 3: dimensões das chapas em AÇO SAE 1020. Fonte: o autor (2018).....	56
Tabela 4: dimensões das chapas em AÇO ASTM A131 grau AH36. Fonte: o autor (2018)...	56
Tabela 5: dimensões para a figura 20. Fonte: o autor (2018).....	57
Tabela 6: fornos para tratamento térmico das amostras. Fonte: o autor (2018).....	60
Tabela 7: elementos do conjunto do corpo de prova posicionados para aplicação da Linha de Calor.....	65
Tabela 8: propriedades do aço ASTM A131 grau AH36 dependentes da temperatura.....	66
Tabela 9: propriedades mecânicas e térmicas para aço de baixo teor de carbono.....	67
Tabela 10: valores das grandezas nas equações da fonte dupla elipsóide. Fonte: o autor (2018).	
.....	70
Tabela 11: potência por amostra. Fonte: o autor (2018).....	70
Tabela 12: resultados para corpos de provas não padrões.....	75
Tabela 13: média RMS dos desvios nos deslocamentos. O autor (2018).....	99
Tabela 14: picos de temperaturas experimentais versus simulações. Fonte: o autor (2018)...	100

LISTA DE SÍMBOLOS

P_0 - potência térmica da fonte de calor (W)

η - rendimento da fonte de calor (adimensional)

P - potência térmica líquida da fonte de calor (W)

α - difusividade térmica (m^2/s) , coeficiente de expansão térmica $(^{\circ}C^{-1})$

D - distância (m)

c_p - calor específico a pressão constante (J/KgK)

ρ - massa específica (Kg/m^3)

t - tempo (s)

$(X; Y)$ - sistema cartesiano ortogonal global fixo de coordenadas

$(\xi; \psi)$ - sistema cartesiano ortogonal local móvel de coordenadas

$q(X; Y)$ - função densidade de potência térmica por unidade de área (W/m^2)

R - raio do disco que compreende 95% da potência P da fonte de calor Gaussiana (m)

r - raio vetor (coordenadas polares) (m)

(X_F) - abscissa do centro da fonte de calor, no sistema global fixo de coordenadas cartesianas ortogonais (m)

t_0 - tempo inicial (s)

V - velocidade (m/s)

ξ - coordenada cartesiana na direção da espessura nas fontes de calor hemisférica e elipsoidal (m)

$q(X; Y; \xi)$ - função densidade de potência térmica por unidade de volume (W/m^3)

$q_{m\acute{a}x}$ - densidade de potência térmica líquida máxima da fonte de calor (W/m^3)

(a, b, c) - dimensões (semi-eixos) da fonte de calor dupla elipsoidal, elipsoidal e hemisférica (m)

v - volume (m^3)

f_f - fração da potência térmica q que ocorre na porção frontal da fonte de calor dupla elipsoidal (adimensional)

f_r - fração da potência térmica q que ocorre na porção posterior da fonte de calor dupla elipsoidal (adimensional)

a_f - dimensão frontal do semi-eixo a da fonte dupla elipsoidal (m)

a_r - dimensão posterior do semi-eixo a da fonte dupla elipsoidal (m)

ϵ - energia interna por unidade de massa de fluido (J/Kg)

h - entalpia por unidade de massa do fluido (J/Kg), coeficiente de convecção $(W/m^2 K)$

$\mathbf{u}$ - campo de velocidades do escoamento; função vetorial

$\mathbf{K}$ - tensor de condutividade térmica do fluido

T - campo escalar de temperatura do fluido ($^{\circ}C$)

T_0 - temperatura inicial ($^{\circ}C$)

T_c - temperatura crítica ($^{\circ}C$)

q_h - taxa temporal de energia gerada internamente no fluido por unidade de massa (W/m^3)

$q_{condução}$ - taxa de transferência de calor por condução (W)

$\mathbf{t}$ - vetor de tração

$\mathbf{f}$ - vetor força de corpo

$\boldsymbol{\sigma}$ - tensor de tensões de Cauchy

σ - desvio padrão de distribuição Gaussiana, constante de Stefan-Boltzmann

$\delta \mathbf{D}$ - taxa de deformações virtual

$\delta \mathbf{V}$ - variação virtual de velocidade

k - condutividade térmica

τ - tempo adimensional

ε - deformação total, emissividade

$\varepsilon_{elástico}$ - deformação elástica

$\varepsilon_{plástico}$, ε_{ij}^P - deformação plástica

I_1 , I_2 , I_3 - invariantes do Tensor de Tensões de Cauchy

σ_{ij} - componente do Tensor de Tensões de Cauchy

σ_1 , σ_2 , σ_3 - Tensões principais

A_{ijkl} - Tensor de anisotropia

λ - tensão de escoamento sob cisalhamento puro

$K(\mathbf{v})$ - função escalar do histórico de deformação

σ_0 - tensão de escoamento de referência

R_{ij} - razões de escoamento

$d\lambda$ - fator de proporcionalidade escalar não negativo na Regra de Fluxo

$g(\sigma_{ij})$ - função potencial plástico (função escalar das tensões)

E - módulo de elasticidade longitudinal do material (Gpa)

ν - coeficiente de Poisson do material

∇ - operador vetorial gradiente

∇^T - operador vetorial divergência

$\mathbf{X}$ - vetor posição

$\mathbf{n}$ - vetor normal unitário exterior

Φ - função de tensão de Airy

K_0 - função de Bessel de primeira espécie e ordem zero

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	17
1.1	Problema de pesquisa.....	21
1.2	Justificativa.....	21
1.3	Objetivos.....	23
1.3.1	Objetivo geral.....	23
1.3.2	Objetivos específicos.....	23
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	24
2.1	A nomenclatura e as partes de navios.....	24
2.2	A curvatura de superfícies.....	26
2.3	Conformação plástica na fabricação de navios.....	28
2.4	A conformação plástica por linhas de calor.....	31
2.5	Linhas de calor: mecanismo.....	34
2.6	Modelos matemáticos para fontes de calor.....	35
2.6.1	O modelo de fonte de calor de Rosenthal.....	35
2.6.2	A fonte de calor gaussiana.....	36
2.6.3	A fonte de calor hemisférica.....	38
2.6.4	A fonte de calor elipsoidal.....	38
2.6.5	A fonte de calor dupla elipsoidal.....	39
2.7	Equações fundamentais para os problemas térmico e mecânico.....	41
2.7.1	Equações fundamentais para o problema térmico.....	41
2.7.2	Equações fundamentais para tensões e deformações.....	42
2.8	Campos de temperatura devidos a fontes móveis de calor.....	43
2.8.1	As soluções de Rosenthal.....	43
2.8.2	As soluções adimensionais de Eagar & Tsai (1983) e de Nguyen <i>et al.</i> (1999).....	45
2.9	Plasticidade.....	46
2.9.1	Superfícies de escoamento e critérios de escoamento para estados multiaxiais de tensão.....	47
2.9.2	Encruamento isotrópico.....	50
2.9.3	Encruamento isotrópico de Johnson-Cook.....	51
2.9.4	Encruamento anisotrópico.....	51
2.9.5	Encruamento cinemático.....	52
2.9.6	Regra de fluxo.....	53
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	54
3.1	Materiais.....	54
3.1.1	Corpos de prova.....	55
3.2	Dispositivos e equipamentos.....	58
3.2.1	Medição de temperatura nas amostras.....	58
3.2.2	Carro de translação do maçarico.....	59
3.2.3	Medição dos deslocamentos.....	60
3.2.4	Fornos para tratamento térmico das amostras.....	60
3.2.5	Pirômetro infravermelho.....	61
3.2.6	Limitações do equipamento utilizado.....	61
3.3	Métodos.....	62
3.3.1	Modelo geométrico.....	62
3.3.2	Condições de contorno.....	64
3.3.3	Procedimentos operacionais.....	68
3.3.4	Modelo de fonte de calor adotado.....	69
3.3.5	Limitações do modelo físico e computacional.....	71

4	VALIDAÇÃO DE SIMULAÇÕES POR EXPERIMENTOS DA LITERATURA.....	72
4.1	Metodologia para a validação de simulações por experimentos da literatura.....	72
4.2	Resultados para a validação de simulações por experimentos da literatura.....	74
4.2.1	Uso de simulações validadas por experimentos da literatura.....	75
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES PARA CORPOS DE PROVA DO AUTOR.....	77
5.1	Limitação da temperatura nos experimentos: micrografias.....	77
5.1.1	Micrografias: amostra na face de aplicação da linha de calor.....	78
5.1.2	Micrografias: seção transversal.....	78
5.2	A necessidade de tratamento térmico para alívio de tensões.....	79
5.3	Amostra 1: experimento e simulação.....	80
5.3.1	Amostra 1: ciclo térmico.....	80
5.3.2	Amostra 1: deslocamentos.....	81
5.4	Amostra 2: experimento e simulação.....	83
5.4.1	Amostra 2: ciclo térmico.....	83
5.4.2	Amostra 2: deslocamentos.....	84
5.5	Amostra 3: experimento e simulação.....	86
5.5.1	Amostra 3: ciclo térmico.....	86
5.5.2	Amostra 3: deslocamentos.....	87
5.6	Amostra 4: experimento e simulação.....	89
5.6.1	Amostra 4: ciclo térmico.....	89
5.6.2	Amostra 4: deslocamentos.....	90
5.7	Amostra 5: experimento e simulação.....	91
5.7.1	Amostra 5: ciclo térmico.....	91
5.7.2	Amostra 5: deslocamentos.....	92
5.8	Amostra 6: experimento e simulação.....	93
5.8.1	Amostra 6: ciclo térmico.....	93
5.8.2	Amostra 6: deslocamentos.....	94
5.9	Amostra 7: experimento e simulação.....	96
5.9.1	Amostra 7: ciclo térmico.....	96
5.9.2	Amostra 7: deslocamentos.....	97
5.10	Média rms dos desvios nos deslocamentos.....	99
5.11	Temperatura: diferenças entre simulações e dados experimentais.....	100
6	CONCLUSÕES.....	102
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	104
	REFERÊNCIAS	105

1 INTRODUÇÃO

O Processo de Conformação de Chapas por linhas de Calor, usando maçaricos oxigás, tem-se espalhado por muitos países asiáticos. A facilidade com que este processo é implementado e aplicado, torna-o adequado à indústria metal-mecânica. Contudo, há também desvantagens em seu uso, principalmente em processos com baixa automação (MARQUES, MODENESI & BRACARENSE, 2011). De fato, a dependência de mão-de-obra experiente e habilidosa causa custos operacionais que podem se elevar.

O pico de temperatura que ocorre em uma amostra como um todo num Processo de Conformação por Linhas de Calor não deve exceder 650°C (CHIRILLO, 1982). A solução da equação de transferência de calor puramente difusiva e com fonte de calor pontual quase estacionária já é conhecida há algum tempo (ROSENTHAL, 1941; MESSLER, 2004). Desde o advento desta solução pioneira, muitas mudanças e melhorias foram introduzidas na solução da equação diferencial do calor, com vistas a tornar mais realísticas as aproximações feitas (EAGAR & TSAI, 1983). Entretanto, permanecem restrições quanto à capacidade de estas soluções descreverem com realismo os fenômenos e interações que têm lugar em regiões muito próximas à Linha de Calor em si mesma (MESSLER, 2004; FERRO, 2011).

Um fator, que afeta o conhecimento mais exato das interações na região muito próxima da fonte de calor é negligenciar a natureza de dinâmica dos fluidos compressíveis que está intrinsecamente associada ao bico de gás da Linha de Calor. A rigor, seria na verdade necessário uma Simulação Computational inteira só para o escoamento de gás da tocha para o corpo de prova. Os resultados destas Simulações sobre o bico seriam dados de entrada para Simulações Termo-Mecânicas acopladas ou não, para obtenção de Campos de Temperatura, Tensão e Deformação. E como as soluções analíticas gerais das equações de Navier-Stokes não são conhecidas ainda (WHITE, 2011; DOERING & GIBSON, 1995), haveria de ser necessário usar os Grupos Adimensionais (HAUKE, 2008) e suas Correlações extensivamente. O desenvolvimento de modelos de fontes de calor móveis mais exatos, como o de Goldak e Akhlaghi (2005), trouxe nova luz sobre estes aspectos. Também a solução da equação de transferência de calor considerando-se termo fonte de energia de Goldak torna mais realístico e confiável o modelamento destes fenômenos. A restrição ao conhecimento dos Campos perto da tocha, contudo, permanece (NGUYEN *et al*, 1999).

Neste trabalho, experimentos realizados pelo autor foram comparados a simulações computacionais feitas com *software* comercial baseado em Elementos Finitos, relativamente ao uso de linhas de calor para conformação de chapas navais. O objetivo foi o de estabelecer a aplicabilidade das simulações em *software* comercial para o estudo das deformações resultantes da aplicação de linhas de calor em chapas destinadas à construção naval.

O modelo de fonte de calor empregou a fonte dupla elipsoidal de Goldak & Akhlaghi (2005), bem como uma sub-rotina do tipo DFLUX, em Fortran, desenvolvida por Guimarães (2010), para a movimentação da tocha nas simulações. Foram concebidas Simulações Computacionais a serem validadas de dois modos: ou por casos de *benchmarking* da literatura ou por experimentos conduzidos pelo autor.

No caso das Simulações validadas pela literatura, resultados coerentes e consistentes foram obtidos. Isto permitiu obter informação nova acerca do comportamento dos Campos de Temperatura para pontos não discutidos nos experimentos da literatura. Nestas Simulações, realizou-se a integração de duas Análises distintas, a saber: Simulações pela Teoria Elástica das Grandes Deformações (DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP., 2012b) e Simulações pelo Modelo Clássico de Plasticidade por encruamento Isotrópico com uso de Superfície de von Mises e Regra de Fluxo associada (ASARO & LUBARDA, 2006). Os resultados advindos das duas abordagens complementaram-se, demonstrando-se coerentes, consistentes e com capacidade de precisão numérica satisfatória para descrever os experimentos da literatura analisada.

As Simulações também trataram de experimentos conduzidos neste trabalho pelo autor. Neste caso, propriedades térmicas e mecânicas dependentes da temperatura (TSIRKAS, PAPANIKOS & KERMANIDIS (2003); NIST (2016)), sob o Modelo Clássico de Plasticidade por Encruamento Isotrópico (superfície de von Mises) e Regra de Fluxo associada permitiram a obtenção de Campos de Deformação sobre pontos específicos dos corpos de prova com aproximação sensível em relação aos experimentos conduzidos neste trabalho pelo autor.

Nos experimentos feitos pelo autor, usaram-se inicialmente chapas em aço SAE 1020, devido à escassez da chapa naval, para as simulações de linha de calor. Na sequência, as chapas em aço ASTM A131 grau AH36 foram submetidas à experimentação de linhas de calor. As dimensões dos corpos de prova foram de 270mm x 200mm x 12,7mm no caso do material

SAE 1020 e de 257mm x 182mm x 13,7mm no caso do material ASTM A131 grau AH36. Os corpos de prova foram sujeitos a tratamento térmico para alívio de tensões internas devidas ao processo de fabricação e a manuseio anterior às experiências (600°C por uma hora). Os espécimes foram também medidos antes e após a aplicação das linhas de calor em Máquina de Medição de Coordenadas, com vistas à obtenção de curvas de cota na direção e plano perpendiculares à aplicação da linha de calor. Foram avaliadas as cotas em eixo paralelo à aplicação da linha de calor (aresta superior da chapa na direção de seu comprimento) e em eixo transversal à aplicação da linha de calor, todos os eixos na superfície superior (em que a linha de calor foi aplicada) das chapas. A fonte de calor foi de tocha oxiacetilênica, com pressão de oxigênio de 2,5 bar e de acetileno de 0,4 bar. Foi empregado carro de translação (tartaruga) para corte, usado na função de aquecimento. Comparações entre os resultados experimentais do autor e resultados das simulações computacionais foram efetivados. No caso das deformações na direção da espessura das amostras, a média RMS (*root mean square*) foi implementada (CHAI & DRAXLER, 2014), comparando-se os perfis experimentais obtidos na Mesa de Coordenadas com Regressões Estatísticas Polinomiais representando os valores obtidos via simulações. Devido à suavidade das curvas de deformação das simulações, estas foram submetidas a Regressão de Mínimos Quadrados Polinomial de grau seis (SPIEGEL & STEPHENS, 2008). Comparações entre dados experimentais do autor e simulações de ciclos térmicos foram também executadas.

O estudo permitiu estabelecer a possibilidade de aplicação de simulações computacionais em ambiente de *software* comercial para a avaliação das deformações de chapas navais na direção da espessura, com vistas ao uso destas chapas conformadas para a construção de navios.

No capítulo dois deste trabalho, foi introduzida a Fundamentação Teórica. Neste capítulo, apresenta-se as bases da conformação plástica por linhas de calor, a terminologia naval básica, a conceituação da curvatura de superfícies, bem como os modelos de fontes de calor, soluções de campos de temperatura para a equação de transferência de calor. Os modelos de plasticidade são também apresentados, incluindo-se aí as superfícies de escoamento e o conceito de regra de fluxo.

No capítulo três, apresentou-se a metodologia empregada: corpos de prova utilizados, materiais dos corpos de prova, dispositivos e máquinas usados nos experimentos do autor, bem como condições de contorno e modelo geométrico utilizados, tanto na validação de

experimento da literatura, como nos experimentos do autor. As limitações dos equipamentos usados nos experimentos do autor são apresentadas neste capítulo também.

No capítulo quatro, foi apresentada a validação de simulações computacionais por experimentos da literatura. As validações obtidas foram usadas para inferir novos resultados acerca dos experimentos da literatura. No capítulo cinco foram apresentados os resultados e discussões dos experimentos com os corpos de prova do autor. Seguiu-se o capítulo seis, com conclusões neste trabalho.

1.1 Problema de pesquisa

O problema em estudo neste trabalho consiste em avaliar as deformações plásticas decorrentes da aplicação de um fluxo volumétrico de calor sobre uma placa em aço de composição prefixada. O fluxo volumétrico de calor é variável com a posição espacial e o tempo. A trajetória descrita pela fonte do fluxo térmico é predeterminada.

Que velocidade e que magnitude de fluxo térmico devem ser aplicados com vistas à obtenção de uma determinada distribuição de deformações plásticas na placa em aço, se a trajetória da fonte térmica é retilínea?

1.2 Justificativa

A presença do empirismo dentro das instalações que produzem itens sob estampagem profunda ou ainda outras espécies de conformação plástica foi já destacada à introdução do presente trabalho.

E enfatizou-se também a consequência imediata para os custos operacionais da presença deste empirismo. De fato, um processo de tentativa e erro instala-se naturalmente quando do uso do empirismo: simplesmente não se sabe precisamente que resultado será logrado com um determinado conjunto de variáveis de processo implementado.

No caso da aplicação de uma tocha oxiacetilênica para curvar chapas em aço (o assim denominado processo de conformação plástica por linhas de calor), o problema metalúrgico e matemático é especialmente complexo. Realmente assim é, pois para uma curvatura espacial complexa instala-se um estado triaxial de tensões com um correspondente campo de deformações em três dimensões. A velocidade da tocha, a potência térmica transferida à placa em aço e o caminho ou trajetória seguido pela tocha influenciará direta e decisivamente a configuração conformada obtida (RYU & KIM, 2015).

Em muitos estaleiros espalhados pelo mundo o processo de linhas de calor vêm sendo implementado por caldeireiros experientes na tentativa de diminuir retrabalhos e desperdícios de material nobre e de elevado custo de retrabalho como o aço (ISHIYAMA & TANGO, 2000). Mesmo assim, o retrabalho existe e é um inconveniente no processo, uma vez que reduz a produtividade e pode comprometer a qualidade do serviço.

Esforços extensivos têm sido levados a cabo em países como a Coréia do Sul, um dos centros

de excelência na prática da conformação de chapas para navios no mundo (TANGO, ISHIYAMA & SUZUKI, 2011). Naquele país os computadores vêm sendo empregados com vistas ao uso de *softwares* comerciais para estipular condições metalúrgicas e geométricas necessárias ao atingimento de uma determinada configuração conformada para chapas navais. A literatura referente a este campo em particular não é tão vasta como em outros casos do conhecimento, dada a natureza de interesse eminentemente comercial do assunto (BISWAS, MANDAL & SHA, 2006; CHAMPLIAUD *et al.*, 2015).

A justificativa para o estudo da simulação em computador do processo de conformação plástica por linhas de calor está pois assentada sobre a necessidade fundamental da redução de retrabalhos com chapas em aço e à obtenção a mais precisa possível de uma configuração de chapa conformada.

1.3 Objetivos

1.3.1 Objetivo geral

Estabelecer a aplicabilidade das simulações em *software* comercial para o estudo das deformações resultantes da aplicação de linhas de calor em chapas destinadas à construção naval.

1.3.2 Objetivos específicos

- Conhecer a metalurgia física inerente ao processo de conformação plástica por linhas de calor;
- Realizar a construção de um modelo geométrico e físico em ambiente de *software* comercial, que represente a realidade física com aproximação suficiente para avaliar deformações plásticas com precisão aceitável;
- Implementar simulações da conformação de chapas por linhas de calor via *software* comercial;
- Validar as simulações executadas, mediante comparação com dados de experimentos reais, tanto de experimentos disponíveis na literatura como de experimentos conduzidos neste trabalho pelo autor.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 A nomenclatura e as partes de navios

A apresentação do processo de conformação plástica por linhas de calor inclui o uso de terminologia de construção naval para denominar partes dos navios.

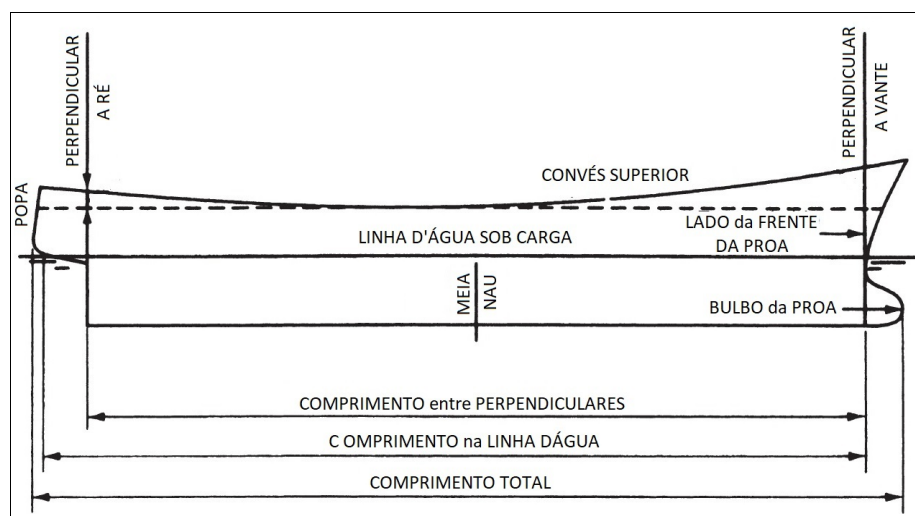
Esta seção tem por objeto a introdução da terminologia básica da construção naval, com vistas ao emprego desta terminologia em seções posteriores.

De acordo com FONSECA (2005):

- PROA é a extremidade anterior do navio no sentido de sua marcha normal;
- POPA é a extremidade posterior do navio.

A figura 1 apresenta os elementos principais de um navio.

Figura 1: Elementos de um Navio.



Fonte: adaptado de Tupper (2004).

A terminologia “linha d'água” é na prática naval usada com respeito à marcação com tinta que é executada no casco dos navios, mais frequentemente naqueles de guerra (FONSECA, 2005).

Segundo FONSECA (2005), as perpendiculares ilustradas na figura 1, são definidas do modo que segue:

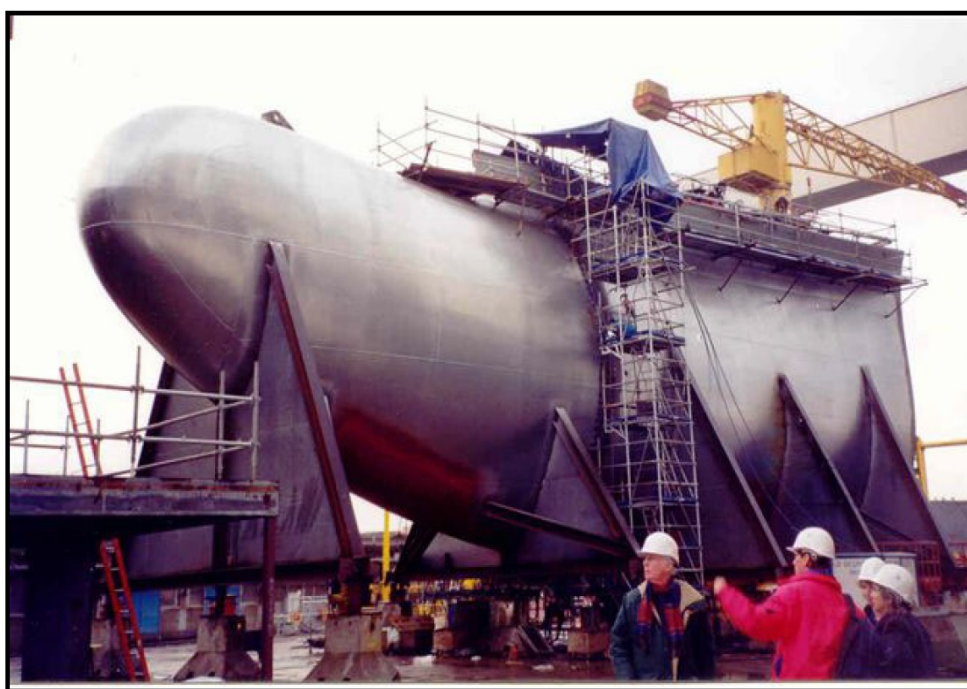
- A perpendicular a vante é a reta vertical, que passa pelo ponto de interseção entre a linha d'água projetada e o contorno da roda de proa;

- A perpendicular a ré é a reta vertical, que passa pelo ponto de interseção entre a linha d'água projetada e o contorno da popa, nas Marinhas Brasileira e Americana.

O bulbo da proa de navios é um elemento essencial para reduzir a resistência ao avanço da embarcação. É estrutura de curvatura bastante complexa, para a qual o processo de conformação plástica por linhas de calor é especialmente indicado. Os estaleiros de modo geral referem-se ao bulbo da proa como elemento complexo, que consome grande quantidade de horas de mão-de-obra e de caldeireiros experientes (DEARDEN e EDWARDSON, 2003).

A figura 2 ilustra o aspecto do bulbo de proa:

Figura 2: bulbo de proa.

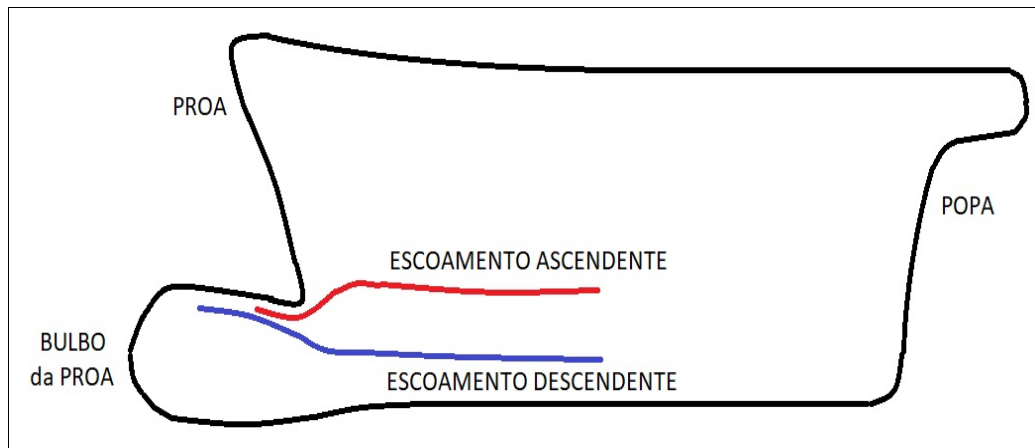


Fonte: DEARDEN e EDWARDSON (2003).

Na figura 2 observa-se claramente a presença de chapas com curvatura complexa no bulbo de proa.

A atuação do bulbo de proa ocorre no sentido de fazer ocorrer dois escoamentos distintos a sua volta. O primeiro escoamento é um fluxo de água acima do bulbo, que se propaga ao longo do casco no sentido a ré. O outro fluxo de água é para baixo do bulbo. A combinação destes dois escoamentos resulta em um fluxo final menos turbulento e mais próximo de um regime laminar, o que minora a força de arraste sobre a embarcação como um todo. A figura 3 auxilia no entendimento deste fenômeno em particular.

Figura 3: efeito de redução de arraste do bulbo de proa.



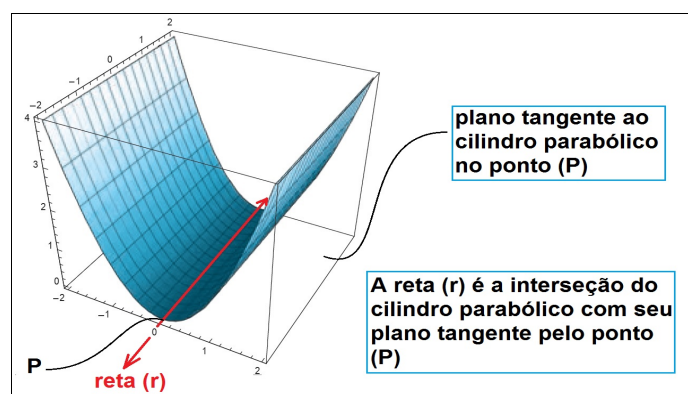
O Autor, 2018.

2.2 A curvatura de superfícies

Nesta seção introduzimos a terminologia de simples e dupla curvatura para superfícies, necessária ao entendimento do processo de conformação por linhas de calor aplicável às chapas navais. A conceituação de curvatura de linhas e de superfícies está alicerçada na teoria de geometria, incluindo a geometria diferencial (APOSTOL, 1969). A geometria é ainda empregada extensivamente na modelagem na linha de calor em si, como no uso de funções *spline* de quinta ordem por Champlaud *et al.* (2015).

Observe-se a figura 4, a qual ilustra uma superfície de curvatura simples:

Figura 4: superfície de curvatura simples.

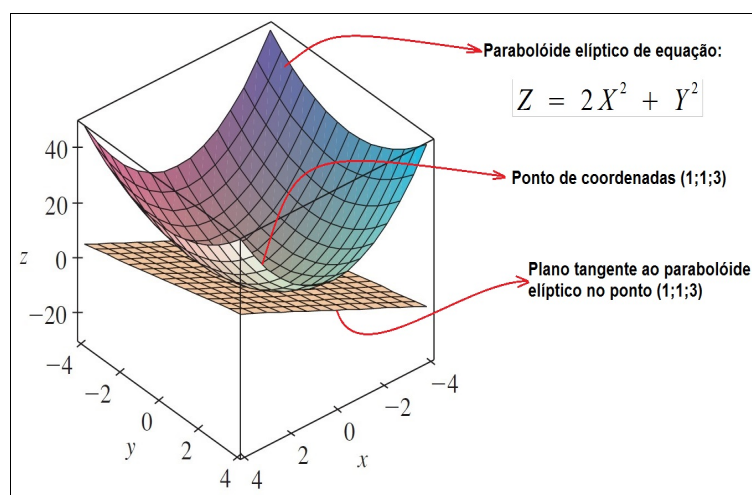


Fonte: LIMA (2009).

Observa-se na figura 4, que a interseção do plano tangente à superfície em consideração no ponto de interesse (ponto P mostrado) é uma linha, neste caso particularmente uma linha reta. Dize-se neste caso, que a superfície é de simples curvatura (MATEUS, 2013).

Veja-se agora o que ocorre com o parabolóide elíptico ilustrado na figura 5:

Figura 5: superfície de curvatura dupla no mesmo sentido.

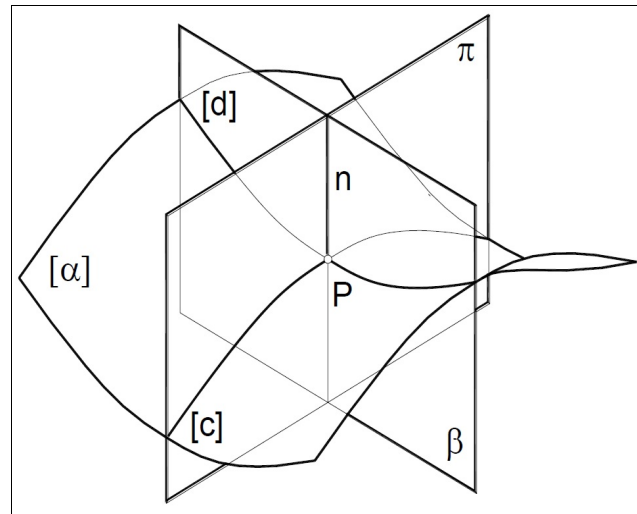


Fonte: STEWART (2008).

A interseção da superfície ilustrada com o plano tangente a ela no ponto de interesse (1;1;3) reduz-se ao próprio ponto de interesse. Neste caso, a curvatura é dupla e com o mesmo sentido no ponto (P) (MATEUS, 2013).

A figura 6 apresenta o caso clássico da quádrlica em formato de “sela de cavalo”, bastante associado aos estudos de extremos de funções de duas variáveis, ao operador matricial de Otto Hess e aos Multiplicadores de Lagrange.

Figura 6: superfície de curvatura dupla de sentidos opostos.



Fonte: MATEUS (2013).

Neste caso, há que se observar que a superfície $[\alpha]$ é dividida em quatro regiões pelo plano tangente a ela no ponto (P) mostrado. Vê-se, que duas das regiões são “para cima do plano”, enquanto as outras duas são “para baixo do plano”. Caracteriza-se aí a dupla curvatura de sentidos opostos (MATEUS, 2013).

2.3 Conformação plástica na fabricação de navios

Na construção naval, a curvatura simples de chapas pode ser executada mediante o emprego de prensas, como ilustra a figura 7:

Figura 7: curvatura de chapas por prensas hidráulicas.



Fonte: DEARDEN e EDWARDSON (2003).

O processo ilustrado na figura 7 é no entanto ainda fortemente dependente do operador: a quantidade de operações e o “caminho” a seguir com o punção é fator crítico para a obtenção

da curvatura desejada e, de conformidade com as observações de Clausen (2000), pode haver redução de espessura nas regiões sob ação direta do punção por efeito de esmagamento.

A indústria de construção naval, sobretudo na Coreia do Sul, tem buscado incessante e continuamente uma solução para introduzir processos os mais automatizados possíveis para a conformação plástica de chapas para navios via uso da conformação por linhas de calor. Esta automatização tem o potencial de reduzir retrabalhos, permitindo a obtenção da curvatura desejada dentro de estreitas faixas de tolerância e com o mínimo de operações mecânicas.

No ano de 1997 a IHI (Ishikawajima-Harima Heavy Industries) lançou o seu primeiro equipamento para conformação por linha de calor automatizado (YOSHIHIKO, MORINOBU e HIROYUKI, 2011).

A IHI é a mesma corporação que tomou parte no relatório de Chrillo (1982) para a ABS, havendo sido relatada a redução em quantidade de horas de mão-de-obra empregada.

O equipamento projetado e concebido pela IHI em 1997 foi denominado de *IHI- α* e possibilitou a construção de navios cargueiros.

Yoshihiko, Morinobu e Hiroyuki (2011) continuaram o seu trabalho de pesquisa com a IHI e a Universidade de Osaka (Japão) para automatizar completamente a aplicação das linhas de calor. No ano fiscal 2007-2008 os autores em tela receberam o apoio da NEDO em um projeto de desenvolvimento de aplicação prática das linhas de calor (YOSHIHIKO, MORINOBU e HIROYUKI, 2011).

O *IHIMU- α* (IHIMU = IHI Maritime United Inc.) foi então lançado como resultado deste esforço.

A figura 8 mostra o aspecto geral deste equipamento.

Figura 8: detalhe do *IHIMU* – α .

Fonte: YOSHIHIKO, MORINOBU e HIROYUKI (2011).

O equipamento ilustrado na figura 8 não opera segundo simulações de computador realizadas em tempo real para prever os parâmetros (aporte térmico, trajetória de tocha, vazão de resfriamento com água) do processo de linhas de calor. Ao invés disto, o *IHIMU* – α é dotado de um banco de dados que relaciona calor aplicado com deformações resultantes. O histórico disponibilizado pelo banco de dados é processado por um software de elementos finitos (FEM). O assim chamado “plano de aquecimento” do *IHIMU* – α estabelece que quantidade calor deve ser aplicada a que parte da chapa, em qual direção, em que ordem sequencial e com quais meios de fixação, com vistas a obter um determinado campo de deformações. É um programa gerador de planos de aquecimento, no dizer de Yoshihiko, Morinobu e Hiroyuki (2011). O programa calcula os planos de aquecimento e o hardware (robôs) põe em prática o plano na chapa a conformar.

O equipamento inicial *IHI* – α da IHI tinha restrições para aplicar a conformação por linhas de calor a chapas espessas (25 a 50 mm) e a curvaturas complexas como as de um bulbo de proa. Também a conformação das extremidades das chapas tinha de ser executada manualmente, dado que o *IHI* – α apresentava limitações para os posicionamentos necessários naquelas regiões de extremidades de chapas. O novo equipamento *IHIMU* – α da IHI, mediante o emprego de robôs articulados de sete eixos, melhorou em relação ao antigo, mas ainda apresenta restrições (YOSHIHIKO, MORINOBU e HIROYUKI, 2011).

O *IHIMU* – α é capaz de conformar chapas da proa (as mais complexas nos estaleiros). Pode operar raios de curvatura transversais de no mínimo 5 m e raios de curvatura longitudinais de no mínimo 60 m. A máquina conforma chapas com espessura entre 12 e 25

mm.

O *IHIMU* – α possui também um sistema de macacos que auxilia os robôs no posicionamento da chapa.

2.4 A conformação plástica por linhas de calor

Os processos de conformação plástica para metais são variados e diversos. Há o forjamento em matriz aberta ou em matriz fechada, a estampagem profunda, o dobramento, a conformação por explosão, dentre tantos.

No caso da indústria de construção naval, o processo que se destaca para as chapas com curvatura complexa é o da linha de calor. Este processo é empregado na indústria naval, com vistas a obter chapas com dupla curvatura no espaço. Chapas com esta configuração são encontradas na estrutura do casco dos navios.

Observa-se que as curvaturas das chapas presentes no bulbo da proa e na própria proa mais acima do bulbo são consideravelmente complexas. Faz-se a montagem das chapas conformadas por linhas de calor por soldagem.

Há várias opções para a fonte de calor necessária para aplicar sobre a placa ou chapa a conformar (CLAUSEN, 2000):

- Tocha a gás;
- Aquecimento por indução de alta frequência;
- Feixe de laser;
- Arco de solda.

De acordo com Clausen (2000) é possível conformar chapas com dupla curvatura mediante o emprego de prensas (com ou sem matrizes), conformação com rolos estreitos ou o processo chamado *peening*.

No caso da conformação das chapas navais por prensas, é difícil prever o quanto sobreflexionada a peça deverá ser para que se obtenha a deformação desejada, devido ao “efeito mola”, o assim chamado “*springback*” (CLAUSEN, 2000).

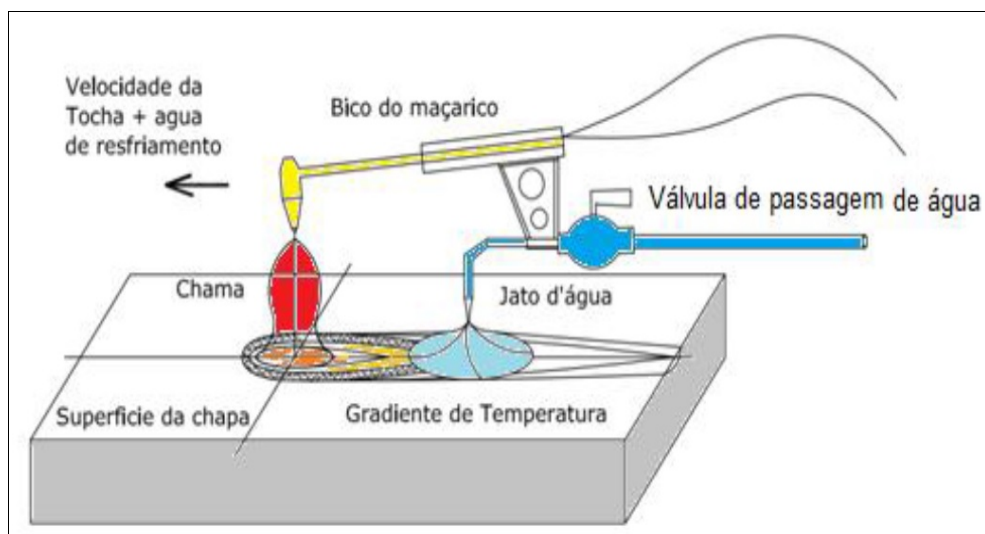
Já com a conformação por rolos estreitos, o problema é que a peça apresenta redução da

espessura na região trabalhada (CLAUSEN, 2000).

O *peening* é trabalho mecânico, geralmente a frio, executado na superfície de um material com vistas a modificar para melhor as suas propriedades mecânicas. Exemplos desta modalidade de conformação são o *shotpeening* em jateamento por granalha de aço ou o *peening* de martelamento. Em todos os casos de *peening*, CLAUSEN (2000) destaca a ocorrência de redução de espessura na região trabalhada, à semelhança da conformação por rolos estreitos.

Vê-se claramente, que o processo de linhas de calor não apresenta qualquer destes inconvenientes. Neste trabalho aborda-se a conformação por linhas de calor com o emprego da tocha oxiacetilênica. Na figura 9, ilustra-se o processo de conformação por linhas de calor com tocha oxiacetilênica.

Figura 9: esquema básico da conformação por linhas de calor.



Fonte: PEREIRA (2012).

A partir da figura 9, observa-se que a tocha oxiacetilênica transmite o aporte térmico à placa, segundo um caminho predefinido e com velocidade determinada. Logo atrás da tocha, um bico com água resfria a região que havia sido aquecida pela tocha.

A temperatura associada à tocha é então suficiente para deformar a placa. Após o resfriamento promovido pelo bico de água, estabelece-se um campo de deformações plásticas, que é exatamente o efeito desejado com o processo ilustrado.

A “American Bureau of Shipping” ou simplesmente ABS recebeu o trabalho de Chirillo

(1982) com orientações para o emprego sistemático do processo de conformação de chapas por linha de calor nos estaleiros.

De acordo com as análises via ensaio de Charpy de peças obtidas por conformação por linhas de calor, Chirillo (1982) apontou o que segue:

- A conformação por linhas de calor é semelhante ao dobramento a frio em seus efeitos sobre a qualidade do material;
- A conformação por linhas de calor causa menor grau de fragilização do que a soldagem;
- A conformação por linhas de calor não apresenta efeito apreciável sobre a estrutura metalúrgica.

Ressalvemos, em consonância com o próprio Chirillo (1982), que a estrutura metalúrgica não será consideravelmente afetada, desde que haja efetivo controle sobre a temperatura máxima que ocorre por ocasião da aplicação das linhas de calor. Somente nos casos de ciclos térmicos, que alcancem temperaturas superiores às de transformação de fases é que poderá se vislumbrar fragilização (BHADESHIA, 1997)

De fato, Chirillo (1982) destaca, que há registros de permissões para o uso da conformação de chapas por linhas de calor desde cerca de 1969 para aços de alta resistência, os quais foram submetidos a testes de dureza e a ensaios de impacto para verificação de fragilização, não tendo apresentado problemas para temperatura inferiores a 650°C.

Chirillo (1982) destaca todavia, que devido às condições operacionais que reinam na prática na grande parte dos estaleiros, recomendar-se-ia a implementação da conformação por linhas de calor com temperaturas inferiores a 600°C.

De acordo com o preconizado por Chirillo (1982) a temperatura na região da peça abaixo da tocha não deve ultrapassar a temperatura de transformação de fase associada ao aço que constitui a peça, sob pena da ocorrência de trincas por têmpera.

Na carta que a ABS remeteu a Chirillo (1982), datada de 20 de Janeiro de 1982 (Chirillo, 1982) a ABS recomenda a aplicação da conformação de chapas por linhas de calor abaixo da temperatura de 650°C e destaca condições especiais para operação acima desta temperatura.

No caso da tocha a gás, aplica-se calor via uma tocha de maçarico de oxiacetileno sobre a

peça a conformar, a qual consiste em uma chapa em aço na maioria dos casos. O controle do aporte térmico fornecido pelo maçarico à placa é difícil no processo de conformação por linhas de calor.

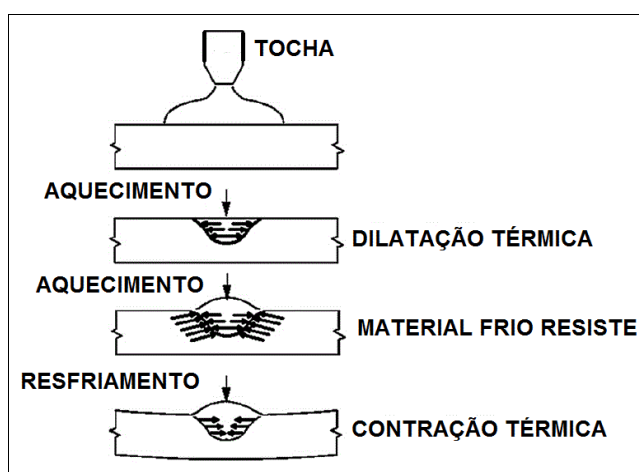
Observa-se a esta altura claramente a natureza extremamente complexa do processo em tela: no caso geral de chapa para a proa dos navios modernos, várias operações de linhas de calor serão necessárias até que se atinja a geometria desejada. E no transcurso destas operações de aplicação de linhas de calor, erros poderão ocorrer, mesmo com o emprego de caldeireiros os mais experientes. Retrabalhos neste processo são um inconveniente oneroso.

2.5 Linhas de calor: mecanismo

Na conformação plástica por linhas de calor, o caminho percorrido pela fonte de calor sobre a peça a conformar, bem como a velocidade da fonte de calor e a distribuição de fluxo térmico por sobre a peça em conformação são os parâmetros para o controle de processo.

O mecanismo mecânico através do qual se dá a deformação plástica resultante da aplicação de um campo de fluxo de calor sobre a chapa é apresentado na figura 10.

Figura 10: mecanismo de deformação na linha de calor.



Fonte: RYU e KIM (2015)

A observação em primeira análise da figura 10 evidencia a semelhança do processo abordado com um processo convencional de soldagem, digamos de soldagem a arco elétrico, por exemplo.

Uma observação mais atenta da mesma figura 10 revela, que não se trata da fenomenologia do

processo de soldagem, uma vez que no processo de conformação por linhas de calor não deverá ocorrer nem fusão da região sob a tocha, nem qualquer transformação de fase naquela região, conforme o preconizado em Chirillo (1982) e já discutido alhures neste trabalho.

Não obstante a diferença destacada no parágrafo anterior, a morfologia da distribuição de fluxo de calor existente sob a tocha do processo de conformação plástica por linhas de calor guarda estreita relação com aquela reinante em um processo de soldagem, que utilize a mesma tocha empregada na linha de calor.

À luz da premissa lançada neste derradeiro parágrafo, examinemos os modelos disponíveis para fontes de calor na literatura.

2.6 Modelos matemáticos para fontes de calor

Considere-se, que a fonte de calor possui uma potência térmica total P_0 . Se o rendimento térmico no processo de transferência de calor da fonte para o corpo de prova no qual a fonte atua for denotado por η , então vale a relação:

$$P = \eta P_0 \quad (1)$$

Em que (P) é a potência térmica líquida transferida da fonte de calor ao corpo de prova.

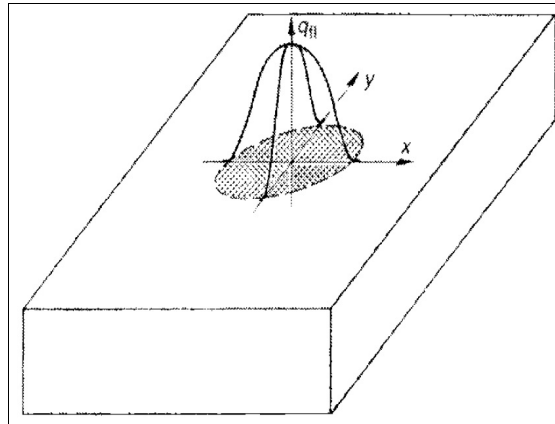
2.6.1 O modelo de fonte de calor de Rosenthal

Os modelos de fonte de calor pontual e linear de Rosenthal apresentam desvios da realidade nas regiões fundida e termicamente afetada nos processos de soldagem (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005).

Uma vez, que o processo de conformação plástica por linha de calor não apresenta zona fundida, os desvios esperados com o emprego de uma fonte de Rosenthal se farão presentes sob a tocha, a qual corresponderia a uma zona não fundida e termicamente afetada, mas sem transformações de fase.

A figura 11 ilustra a fonte de calor de Rosenthal (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005):

Figura 11: fonte de calor de Rosenthal.



Fonte: GOLDAK e AKHLAGHI (2005)

No caso de transferência de calor por condução sobre chapa espessa, na qual a transferência térmica ocorra nas três direções mutuamente ortogonais de um sistema de coordenadas cartesiano que acompanhe o movimento da tocha, Chen (2011) fornece a equação a seguir para o campo de temperaturas:

$$T = \frac{2P}{\rho c_p (4\pi\alpha t)^{1,5}} \exp\left(\frac{-D^2}{4\alpha t}\right) \quad (2)$$

A fonte de Rosenthal pode ainda ser extendida, de modo a levar em conta efeitos como a mudança de fases e a circulação de material na região diretamente sob a fonte de calor, nos processos em que há fusão (NUNES, JR., 1983).

2.6.2 A fonte de calor gaussiana

A evolução natural das análises e do emprego da fonte de Rosenthal levou ao estabelecimento da distribuição gaussiana para modelar a fonte de calor em processos de soldagem.

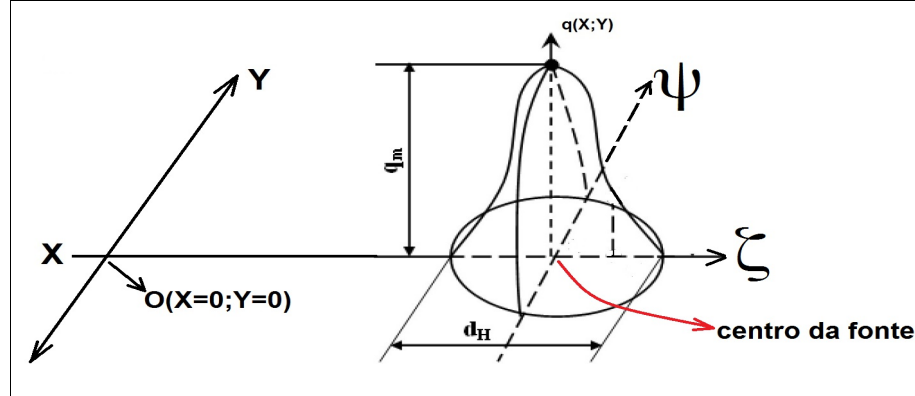
Nos casos de soldagem TIG (acrônimo para “*Tungsten Inert Gas*” ou GTAW – *gas-shielded tungsten arc welding*) e soldagem ao arco alétrico (acrônimo SMAW – *shielded metal arc welding*) a fonte gaussiana fornece resultados satisfatórios (CHEN, 2011).

A figura 12 apresenta a fonte de calor gaussiana.

Considere-se, que a fonte de calor tem seu eixo de simetria a passar pelo ponto:

$(X_F, 0)$ com respeito ao sistema de coordenadas (X;Y) na figura 12.

Figura 12: fonte de calor gaussiana.



Fonte: adaptado de CHEN (2011).

Pode-se então escrever as coordenadas de um ponto pertencente ao disco na base da fonte como: $X = \xi + X_F$ e $Y = \psi$, em que $(\xi; \psi)$ é o sistema cartesiano ortogonal de coordenadas que acompanha a fonte móvel (vide figura 12).

Neste caso, pode-se escrever (JEYAKUMAR *et al.*, 2013):

$$q(X, Y) = \frac{3P}{\pi R^2} \exp\left(-3 \frac{r^2}{R^2}\right) \quad (3)$$

em que: $R = \frac{d_H}{2}$ em que d_H é como na figura 12 e R é o raio do disco que compreende 95% da potência P da fonte de calor (JEYAKUMAR *et al.*, 2013);

$r = \left((X - X_F)^2 + Y^2\right)^{0,5}$ é o raio vetor (coordenadas polares) de um ponto $(\xi; \psi)$ no plano XY da figura 12.

Se a fonte de fluxo gaussiana movimentar-se sobre o eixo das abscissas na figura 12, pode-se escrever (JEYAKUMAR *et al.*, 2013):

$$X_F = V \times (t - t_0) \quad (4)$$

2.6.3 A fonte de calor hemisférica

No caso da soldagem em baixa penetração, a fonte gaussiana apresentada anteriormente mostrou-se satisfatória. No caso de soldagem que tem maior poder de penetração, a assunção da fonte gaussiana como apresentada não leva em conta os efeitos térmicos em profundidades consideráveis (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005).

A fonte hemisférica, cuja distribuição é escrita a seguir (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005), foi então lançada como modelo mais realístico que a fonte gaussiana:

$$q(X; Y; \xi) = \frac{6\sqrt{3}P}{c^3 \pi \sqrt{\pi}} \exp \left[\left(\frac{-3}{c^2} \right) (X^2 + Y^2 + \xi^2) \right] \quad (5)$$

Na qual $(X; Y; \xi)$ são as coordenadas de um ponto sob a fonte, com ξ na direção da espessura da chapa, naturalmente. Tem-se q na equação 5 em (W/m^3) .

GOLDAK e AKHLAGHI (2005) observam, entretantes, que embora mais realística que a fonte gaussiana em disco, esta nova fonte hemisférica ainda não representa fidedignamente os processos com intensa densidade de potência térmica, como a soldagem a laser ou a soldagem via feixe de elétrons.

2.6.4 A fonte de calor elipsoidal

Na direção da obtenção de um modelo matemático para fontes de calor que possam representar com melhor realismo os processos de soldagem de alta intensidade de densidade de potência térmica, lançou-se mão da fonte gaussiana elipsoidal, cuja distribuição escreve-se a seguir (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005):

$$q(X; Y; \xi) = q_{MAX} \exp \left[- (AX^2 + BY^2 + C\xi^2) \right] \quad (6)$$

na qual A, B e C são constantes.

Impondo-se a condição de que a distribuição de fluxo volumétrico em 6 fornece o aporte térmico (Q), Goldak e Akhlaghi (2005) obtiveram as equações 7 e 8.

$$Q = 4 \iiint q(X;Y;\xi) d v \quad (7)$$

$$q_{MÁX} = \frac{2 P \sqrt{ABC}}{\pi \sqrt{\pi}} \quad (8)$$

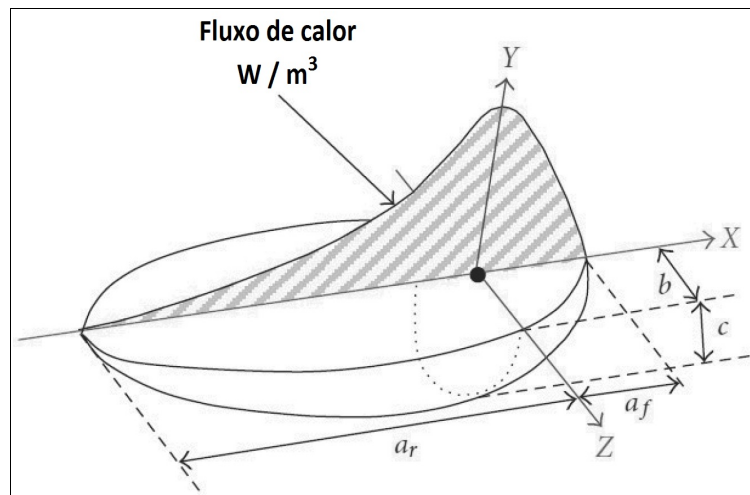
Com vistas a avaliar as constantes A, B e C, Goldak e Akhlaghi (2005) impuseram a condição, de que a densidade de potência térmica fornecida por 6 caísse ao valor de 5% de $q_{MÁX}$ na superfície do elipsóide. Ao denotar os semi-eixos do elipsóide por (a,b,c) na direções $(X;Y;\xi)$, respectivamente, obtém-se:

$$A = \frac{\ln 20}{a^2} ; \quad B = \frac{\ln 20}{b^2} \text{ e } C = \frac{\ln 20}{c^2} \quad (9)$$

2.6.5 A fonte de calor dupla elipsoidal

Evidências experimentais revelaram, que o gradiente de temperatura à frente da poça de fusão de soldagem não é idêntico àquele que vigora na porção posterior da poça de fusão. No intuito de oferecer uma distribuição de fluxo volumétrico, que represente o observado no parágrafo anterior, Goldak e Akhlaghi (2005) desenvolveram a distribuição dupla elipsoidal ilustrada na figura 13:

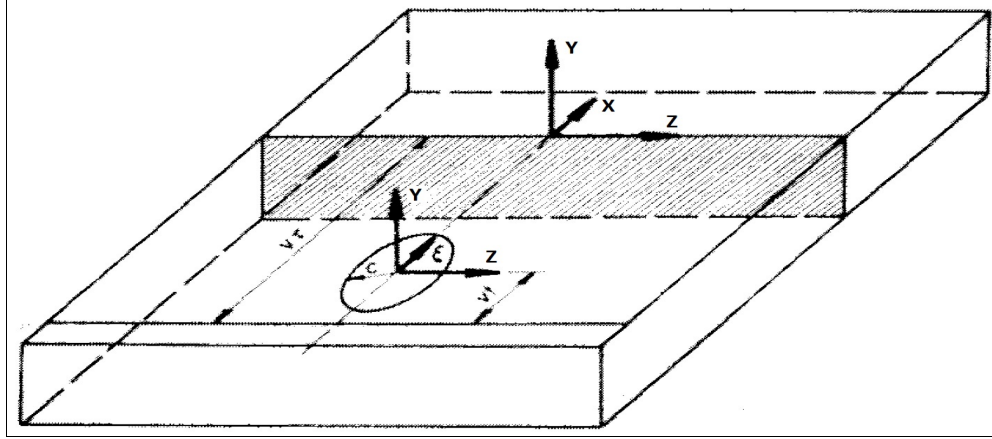
Figura 13: fonte de calor dupla elipsoidal.



Fonte: CHAND *et al.* (2013).

Na figura 14, ilustra-se o sistema de coordenadas local, que acompanha a fonte dupla elipsoidal dotada de velocidade (V) suposta constante.

Figura 14: sistema local de coordenadas na fonte de calor dupla elipsoidal.



Fonte: GOLDAK e AKHLAGHI (2005)

Com respeito ao sistema de coordenadas esboçado na figura 14, pode-se escrever as expressões para a densidade de fluxo volumétrico da fonte dupla elipsoidal do modo como segue (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005):

$$q_f(X; Y; Z; t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{a_f bc \pi \sqrt{\pi}} \exp \left[-3 \left(\frac{(X + V(\tau - t))^2}{a^2} + \frac{Y^2}{b^2} + \frac{Z^2}{c^2} \right) \right] \quad (10)$$

para a parte frontal da fonte.

e:

$$q_r(X; Y; Z; t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{a_r bc \pi \sqrt{\pi}} \exp \left[-3 \left(\frac{(X + V(\tau - t))^2}{a^2} + \frac{Y^2}{b^2} + \frac{Z^2}{c^2} \right) \right] \quad (11)$$

para a parte posterior da fonte; τ é como na figura 14.

Os valores de f_f e f_r são tais, que (CHEN, 2011; LINDSTRÖM, 2015):

$$f_f + f_r = 2 \quad (12)$$

A equação 12 informa como o particionamento de energia da fonte de calor nas porções frontal e posterior da tocha se somam para constituir o aporte térmico integral da fonte.

2.7 Equações fundamentais para os problemas térmico e mecânico

2.7.1 Equações fundamentais para o problema térmico

O balanço de energia térmica no caso geral de um domínio físico, no qual há difusão e advecção, pode ser escrito do modo que segue (LIENHARD IV & LIENHARD V, 2017):

$$\frac{\partial(\rho \epsilon)}{\partial t} + \nabla^T(\rho h \mathbf{u}) - \nabla^T(\mathbf{K} \nabla T) - q_h = 0 \quad (13)$$

No caso de interesse no presente trabalho, os efeitos advectivos são desprezíveis diante dos difusivos e a massa específica é muito aproximadamente constante (sob a hipótese de não haver transformação de fases no processo de conformação por linhas de calor). À luz disto, pode-se escrever (KREITH, MANGLIK & BOHN, 2011; SEVERINO JR., 2007):

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho c_p \mathbf{u}^T \nabla T - \nabla^T(\mathbf{K} \nabla T) - q_h = 0 \quad (14)$$

para o caso geral advectivo-difusivo.

Os efeitos advectivos são desprezíveis, porque o material metálico da chapa sob Conformação por Linhas de Calor não funde durante o processo. O material da chapa permanece sólido e não há que se falar em advecção para o aço da chapa.

A equação:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla^T(\mathbf{K} \nabla T) - q_h = 0 \quad (15)$$

aplica-se então para o caso do material da chapa no presente trabalho.

A Lei de Fourier é escrita como a derivada direcional a seguir:

$$q_{condução} = - \mathbf{K} \left(\frac{\partial T}{\partial \mathbf{X}} \right) \quad (16)$$

2.7.2 Equações fundamentais para tensões e deformações

O equilíbrio de forças em um corpo suposto contínuo pode ser escrito como segue:

$$\int_S \mathbf{t}^T d\mathbf{S} + \int_V \mathbf{f}^T d\mathbf{v} \equiv 0 \quad (17)$$

O vetor de tração está associado ao tensor de tensões de Cauchy pela seguinte equação:

$$\mathbf{t} \equiv \mathbf{n}^T \boldsymbol{\sigma} \quad (18)$$

A aplicação do Teorema da Divergência de Gauss-Ostrogradsky à equação 17 permite obter as bem conhecidas equações de Equilíbrio da Elasticidade, sob sua forma vetorial (SADD, 2005):

$$\nabla^T \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{f} \equiv \mathbf{0} \quad (19)$$

Na ausência de forças de corpo e em duas dimensões, a expressão 19 permite obter a Equação de Airy, em termos da Função de Tensão de Airy Φ , como segue (SADD, 2005):

$$\nabla^4 \Phi \equiv 0 \quad (20)$$

Nos casos mais gerais de três dimensões e torsão, tem-se as formulações de Maxwell, Prandtl, Morera e Beltrami-Mitchell (SADD, 2005; TIMOSHENKO e GOODIER, 1951).

2.8 Campos de temperatura devidos a fontes móveis de calor

A solução da equação diferencial parcial de transferência de calor, permite obter o Campo de Temperatura que ocorre devido à aplicação de uma determinada carga térmica.

No caso da Conformação de Chapas por Linhas de Calor, é a forma do Fluxo de Calor Volumétrico que definirá o quão precisa é a Solução dada.

2.8.1 As soluções de Rosenthal

Rosenthal obteve uma Solução para a equação do calor puramente difusiva, considerando a fonte de calor como pontual (ROSENTHAL, 1941).

Outras suposições empregadas por Rosenthal, com vistas a obter um Campo de Temperaturas que satisfaça a Equação de Transferência de Calor puramente Difusiva foram como segue (MESSLER, 2004):

- Distribuição quase estacionária de Temperaturas;
- Não há efeitos de extremidade (o corpo é infinito);
- As propriedades térmicas e mecânicas do material independem da temperatura;
- A fonte de calor é essencialmente pontual em sua mesma natureza;
- A velocidade da fonte de calor é constante, tanto em direção como em magnitude.

A Solução pioneira de Rosenthal para a equação de transferência de calor puramente difusiva para o caso de uma chapa espessa (caso tridimensional) sujeita a uma fonte móvel pontual de calor tem a forma que segue (ROSENTHAL, 1941):

$$T - T_0 = \frac{P}{2k\pi R} \exp\left(-\left(\frac{V}{2\alpha}\right)(w + R)\right) \quad (21)$$

Na qual: $w = (X - Vt)$ é a coordenada móvel; $R = \sqrt{w^2 + Y^2 + Z^2}$.

No caso da chapa fina (caso bidimensional), sob as mesmas hipóteses simplificadoras adotadas para o caso da chapa grossa, a solução para o campo de temperatura pode ser

deduzida diretamente do caso da chapa grossa e pode ser escrita como segue (ROSENTHAL, 1941):

$$T - T_0 = \frac{P}{2k\pi R} \exp\left(-\left(\frac{V}{2\alpha}\right)^w\right) K_0 \frac{VR}{2\alpha} \quad (22)$$

Tanto a Solução para a chapa fina, como a Solução para a chapa grossa apresentadas por Rosenthal não se aplicam com razoável precisão para pontos próximos ou muito próximos à Fonte de Calor em si (DARMADI *et al.*, 2011). Isto ocorre, por causa das suposições simplificadoras adotadas por Rosenthal para resolver a Equação do Calor puramente difusiva (ROSENTHAL, 1946). E há um agravante. De fato, o processo, pelo qual o oxigás sob combustão transfere calor à chapa é essencialmente um processo advectivo-difusivo, no qual a advecção (convecção forçada do fluido oxigás) não pode de modo algum ser desprezada para atingir-se resultados realísticos. De fato, o fenômeno de aplicação do jato de oxigás sob combustão sobre a chapa é eminentemente um Escoamento de Fluido Compressível. A depender da velocidade do jato de oxigás pode até ser que se trate de um Escoamento quase Incompressível, mas sua natureza de Escoamento de Fluido não poderá ser negligenciada, caso se deseje uma Solução mais realista.

À luz destas observações, a Equação Diferencial que precisa ser resolvida, com vistas a obter-se uma Solução que espelhe de forma mais próxima o Campo de Temperaturas, que se instala na chapa por ocasião da aplicação de uma fonte de calor do tipo maçarico ou arco voltaico de solda seria como segue:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho c_p \mathbf{u}^T \nabla T - \nabla^T (K \nabla T) - q_h = 0 \quad (23)$$

, que é exatamente a equação 14 repetida por conveniência.

As hipóteses simplificadoras de Rosenthal motivaram o surgimento de modificações nas Soluções propostas por ele.

Uma destas modificações, é exatamente o Campo de Temperaturas modificado em série infinita (MASUBUCHI, 1980).

$$T - T_{\infty} = \frac{P}{2k\pi R} \exp\left(-\left(\frac{V}{2\alpha}\right)w\right) \left[U_R + \sum_{n=1}^{\infty} (U_{Rn} + U_{Rn'}) \right] \quad (24)$$

Em que:

$$U_R = \frac{1}{R} \exp\left(-\left(\frac{V}{2\alpha}\right)R\right) ; \quad U_{Rn} = \frac{1}{R_n} \exp\left(-\left(\frac{V}{2\alpha}\right)R_n\right) ;$$

$$U_{Rn'} = \frac{1}{R_{n'}} \exp\left(-\left(\frac{V}{2\alpha}\right)R_{n'}\right)$$

$$R = \sqrt{w^2 + Y^2 + Z^2} \quad R_n = \sqrt{w^2 + Y^2 + (2nh - Z)^2}$$

$$R_{n'} = \sqrt{w^2 + Y^2 + (2nh + Z)^2}$$

Os demais símbolos têm o mesmo significado que na equação 21.

Observe-se, que a equação 24 é uma Superposição em Série Infinita das Soluções dadas pela Equação 21. A Equação 24 ainda mantém a restrição de não apresentar Soluções razoáveis para pontos próximos ou muito próximos da Linha de Calor em si.

2.8.2 As soluções adimensionais de Eagar & Tsai (1983) e de Nguyen *et al.* (1999)

Uma outra modificação da Solução original de Rosenthal foi introduzida por Eagar & Tsai (1983). Eles apresentaram uma Solução para a equação do calor puramente difusiva, na qual a fonte de calor é Gaussiana:

$$\theta = \frac{n}{\sqrt{2\tau}} \int_0^M d\tau \frac{\tau^{-0,5}}{\tau^2 + u^2} \exp\left[-\left(\frac{\xi^2 + \psi^2 + 2\xi\tau + \tau^2}{2\tau + 2u^2} + \frac{\xi^2}{2\tau}\right)\right] \quad (25)$$

Em que:

$$\theta = \frac{T - T_0}{T_c - T_0} \quad \text{é o Campo Adimensional de Temperatura;}$$

$$M = \frac{V^2 t}{2\alpha} ; \quad n = \frac{PV}{4\pi\alpha^2 \rho c_p (T_c - T_0)} \quad (\text{parâmetro operacional});$$

τ = tempo adimensional; $u = \frac{V \sigma}{2\alpha}$; $\xi = \frac{V w}{2\alpha}$; $w = X - V t$;

ζ = distância adimensional na direção da espessura da amostra; ψ = distância adimensional perpendicular à direção do movimento da linha de calor, no plano da amostra .

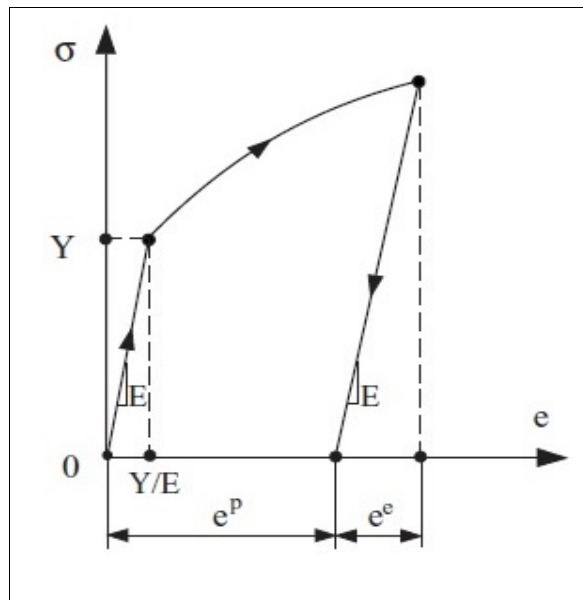
A Solução de Eagar & Tsai (1983) está baseada na Integração de uma Função de Green e representa um avanço sobre a Solução de Rosenthal.

A contribuição de Nguyen *et al.* (1999) foi a de fornecer uma Solução Analítica para a Equação de Transferência de Calor puramente Difusiva, para o caso de fonte de Calor Volumétrica Dupla Elipsoidal. A solução neste caso permite a previsão mais realista de campos de temperatura para processos com penetração significativa (GHOSH, 2013).

2.9 Plasticidade

A figura 15, que segue apresenta a Curva Tensão-Deformação obtida por ensaio de tração para um material Elasto-Plástico.

Figura 15: curva tensão-deformação para material elasto-plástico.



Fonte: ASARO & LUBARDA (2006).

A deformação total pode ser escrita em termos das deformações elástica e plástica, como na equação 26:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_{elástico} + \boldsymbol{\varepsilon}_{plástico} \quad (26)$$

Na figura 15, (Y) é a Tensão de Escoamento do Material e (E) é o seu Módulo de Young.

Nesta seção então, descrever-se-á algumas Equações Constitutivas para a resposta de Materiais Elasto-Plásticos sujeitos a Estados Multiaxiais de Tensão.

Se por um lado o processo de deformação de deformação elástica de um material é inteiramente descrito pelo par (deformação; tensão), por outro lado o processo de deformação plástica depende de todo o histórico de como o material foi carregado e deformado (ASARO & LUBARDA, 2006). Deste modo, Equações Constitutivas para Elasto-Plasticidade são mais apropriadamente expressas em forma incremental ou em forma de relações envolvendo taxas de variações, relacionando a taxa de deformação à taxa de variação da tensão (ASARO & LUBARDA, 2006).

2.9.1 Superfícies de escoamento e critérios de escoamento para estados multiaxiais de tensão

Na Teoria Clássica de Plasticidade Independente de Taxas de Deformação, um conceito central é o da Superfície de Escoamento. A superfície de escoamento definirá o estado multiaxial de tensões que está presente no início mesmo da deformação plástica. Nesta concepção, quando os estados de tensão estão dentro da superfície de escoamento, as mudanças correspondentes de deformação são puramente elásticas. A deformação plástica será possível somente quando o estado de tensões encontrar-se sobre a superfície de escoamento naquele momento. A superfície de escoamento portanto evolui temporalmente, devido ao encruamento por deformação do material (ASARO & LUBARDA, 2006).

A Superfície de Escoamento pode ser expressa como uma hipersuperfície no espaço de seis dimensões de Tensões, como segue (ASARO & LUBARDA, 2006):

$$f(\sigma_{ij}) = 0 \quad (27)$$

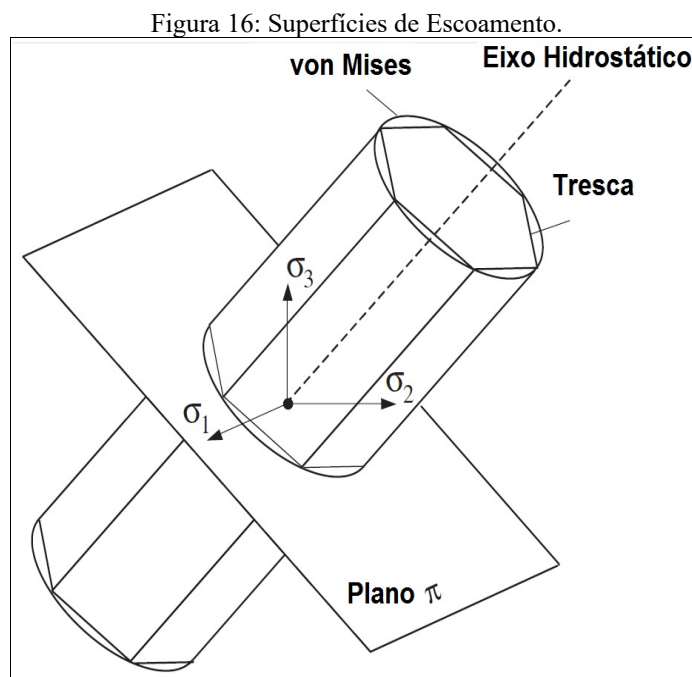
Na qual (σ_{ij}) é uma componente do Tensor de Tensões de Cauchy.

No caso dos Materiais Isotrópicos, como os que serão considerados neste trabalho, o início da deformação plástica não depende das direções das tensões principais, mas somente de suas

magnitudes. Neste caso bem específico então, a função (f) referida pela equação 27 pode ser escrita em termos dos Invariantes do Tensor de Cauchy, do modo como segue:

$$f(I_1, I_2, I_3) = 0 \quad (28)$$

A figura, que segue apresenta as Superfícies de Escoamento de von Mises e de Tresca, no Espaço de Tensões Principais (ASARO & LUBARDA, 2006)



Fonte: (ASARO & LUBARDA, 2006).

Na figura 16, o Cilindro de Escoamento (superfície de von Mises) e o Prisma Hexagonal (superfície de Tresca) têm o seu eixo paralelo ao Eixo Hidrostático. O eixo hidrostático é perpendicular ao plano (π) , cuja equação é $(\pi) : \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$ (σ_i é a i -ésima tensão principal).

O critério de escoamento de von Mises está em melhor concordância com dados experimentais do que o de Tresca (ASARO & LUBARDA, 2006).

A Tabela 1 apresenta Critérios de Escoamento e suas aplicações principais.

Critério	Aplicação
Mohr-Coulomb	Geomateriais: solo, rocha. Concreto
Drucker-Prager	Metais porosos, concreto, geomateriais (solo, rochas)
Gurson	Metais Porosos

Tabela 1: Critérios de Escoamento e suas Aplicações. Fonte: (ASARO & LUBARDA, 2006).

Uma generalização do critério de von Mises para o caso anisotrópico é dada por ASARO & LUBARDA (2006), na equação 29.

$$\frac{1}{2} A_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl} = \lambda^2 \quad (29)$$

No Abaqus as Superfícies de Escoamento de von Mises e de Hill permitem o modelamento de Encruamento Isotrópico (Superfície de von Mises) e Encruamento Anisotrópico (Superfície de Hill). Ambas formas de Superfícies de Encruamento no Abaqus, consideram que as tensões de escoamento sejam independentes da pressão aplicada sobre o material. Esta independência é confirmada por observações experimentais de vários materiais, mas pode falhar no caso de metais sujeitos a altas tensões triaxiais, quando então vazios internos podem nuclear e crescer no material (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b). Tais condições podem ocorrer em alguns casos de extrema carga térmica, como por exemplo em alguns processos de soldagem.

O Abaqus também permite a modelagem de material plástico ideal, no qual a tensão de escoamento não variará com a deformação.

2.9.2 Encruamento isotrópico

No encruamento isotrópico, iniciando com a Superfície de Escoamento atual no Espaço de Tensões, o Ponto no Espaço de Tensões move-se para fora no caso de endurecimento, para dentro no caso de amolecimento ou tangencialmente à superfície de escoamento no caso de resposta plástica ideal (ASARO & LUBARDA, 2006).

Neste caso, a Superfície de Escoamento é uma função (f) isotrópica por todo o Processo de Deformação, podendo ser escrita como segue (ASARO & LUBARDA, 2006):

$$f(\sigma, K) = 0 \quad (30)$$

Em que $K = K(v)$ é uma função escalar do histórico de deformação, que define o tamanho da Superfície de Escoamento no momento considerado.

No Modelo de Encruamento Isotrópico, a Superfície de Escoamento expande durante a deformação plástica, preservando a sua forma. Este é o Modelo de Escoamento adotado neste trabalho.

No Abaqus, a Superfície de von Mises para o Modelo de Encruamento Isotrópico pode ser definida fornecendo-se ao software os valores de tensão de escoamento uniaxial em função da deformação plástica equivalente, temperatura e /ou variáveis de campo (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b). No caso de fornecer-se ao software as tensões de escoamento em forma tabular, os valores serão interpolados entre pontos fornecidos na tabela e para valores de deformação excedendo o último valor dado, a tensão permanecerá constante no último valor fornecido (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b).

2.9.3 Encruamento isotrópico de Johnson-Cook

Neste caso, a tensão de escoamento é escrita como uma Função Analítica da deformação plástica equivalente, da taxa de deformação e da temperatura. Esta lei de encruamento é adequada para o modelagem de altas taxas de deformação em muitos materiais incluindo-se aí metais.

No Abaqus, esta opção de encruamento de Johnson-Cook não pode ser empregada conjuntamente com o Potencial de Hill (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b).

2.9.4 Encruamento anisotrópico

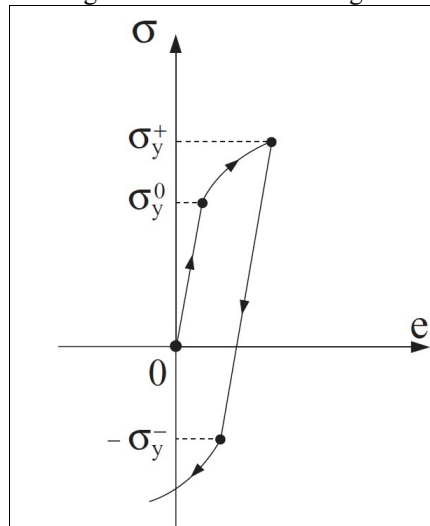
No Abaqus, a Superfície de Escoamento de Hill permite levar-se em consideração os efeitos da anisotropia no encruamento. Neste caso, deve ser especificada uma tensão de escoamento de referência, denominada, $K = K(v)$ para o modelo de plasticidade do metal e definir-se um conjunto de razões de escoamento, denotados por R_{ij} , separadamente. Estes dados definirão a tensão de escoamento correspondente a cada componente do Tensor de Tensão de Cauchy, sob a forma que segue:

$$\sigma_{ij} = R_{ij} \sigma_0 \quad (31)$$

2.9.5 Encruamento cinemático

A figura, que segue, apresenta o assim chamado Efeito Bauschinger.

Figura 17: Efeito Bauschinger.



Fonte: (ASARO & LUBARDA, 2006).

A consideração do efeito Bauschinger (figura 17) e do encruamento anisotrópico levou ao desenvolvimento do Modelo de Encruamento Cinemático.

Neste modelo de Encruamento Cinemático, a Superfície de Encruamento Inicial não nem seu tamanho nem sua forma. Ela apenas translada no espaço de tensões, segundo alguma regra prescrita.

O critério de escoamento pode ser independente de pressão ou não e pode ser linear ou não linear.

O Encramento Cinemático é adequado para a modelagem de materiais sob cargas cíclicas (ASARO & LUBARDA, 2006 ; DASSAULT SYSTÈMES, 2012b).

2.9.6 Regra de fluxo

À medida que o material escoar, a direção da taxa de deformação inelástica será segundo a normal à Superfície de Escoamento (a deformação plástica será invariante em volume). Isto é conhecido como “Regra da Normalidade” para Plasticidade.

A Regra de Fluxo pode ser escrita como segue:

$$d\epsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \quad (32)$$

No caso de alguns Modelos de Plasticidade independentes da taxa de deformação, ter-se-á (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b):

$$g(\sigma_{ij}) = c_i f(\sigma_{ij}) \quad (33)$$

Com c_i um escalar.

Nestes casos então, a direção do fluxo é a mesma da direção da normal exterior à Função Superfície de Escoamento.

A Função, $g(\sigma_{ij})$ que satisfaz esta condição, é dita “Função de Regra de Fluxo Associada”.

E os modelos, que satisfazem esta condição são denominados “Modelos de Fluxo Associado” (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b).

Os Modelos de Fluxo Associado são adequados para materiais, nos quais o movimento das discordâncias é o principal mecanismo através do qual o endurecimento ocorre, quando não haja mudança brusca de direção na taxa de deformação plástica em um ponto (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b).

Os Modelos de Plasticidade de metais no Abaqus empregam o Fluxo Associado (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Materiais

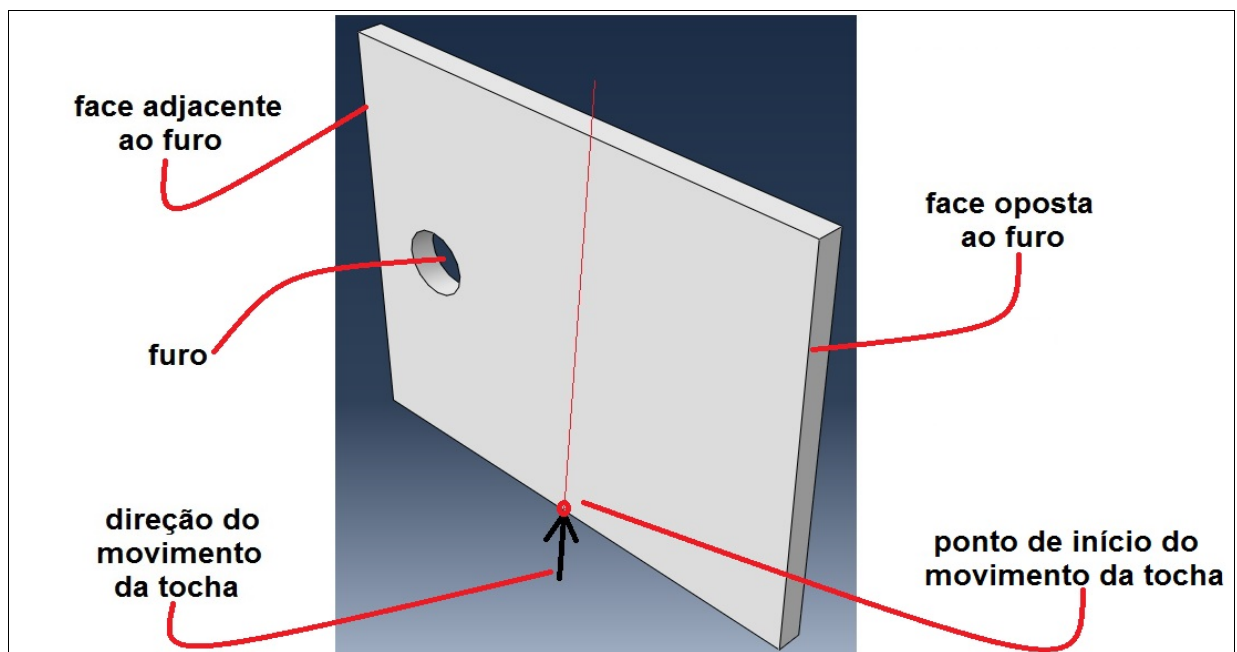
Neste trabalho foram empregados corpos de prova constituídos por placas retangulares em aço de duas espécies, a saber:

- Aço SAE 1020;
- Aço naval ASTM A131 grau AH36.

O aço naval é o de interesse para a construção dos navios. Os corpos de prova em aço SAE 1020 foram usados, devido à escassez do aço naval para as pesquisas conduzidas. Foi selecionado o aço SAE 1020 pela similaridade de suas propriedades mecânicas e térmicas em relação ao aço ASTM A131 grau AH36.

A figura 18 apresenta a geometria do corpo de prova, comum aos dois tipos de materiais empregados nesta Pesquisa.

Figura 18: placa em aço com baixo teor em carbono.



Fonte: o autor (2018).

A composição química associada ao aço ASTM A131 grau AH36 está detalhada na Tabela 2.

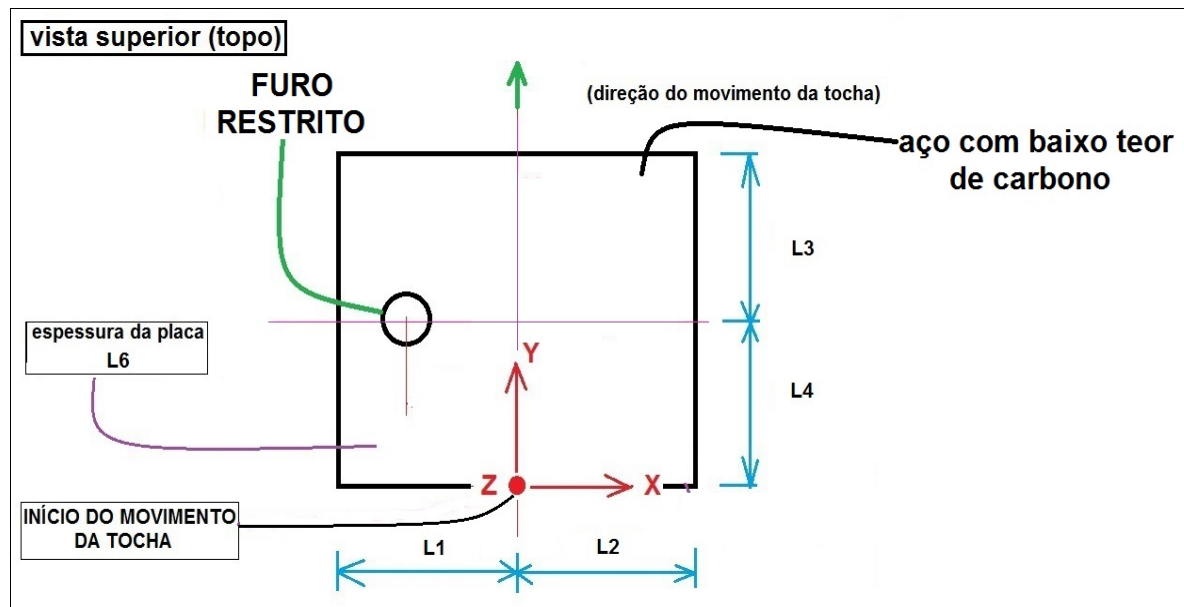
elemento	% máxima
C	0,18
Mn	0,90 – 1,60
Si	0,10 – 0,50
P	0,035
S	0,035
Al	0,015
Cb	0,02 – 0,05
V	0,05 – 0,10
Ti	0,02
Cu	0,035
Cr	0,20
Ni	0,40
Mo	0,08
N	xxx

Tabela 2: composição química para aço AH-36. Fonte: adaptado de ASTM (2007).

3.1.1 Corpos de prova

A Figura 19 apresenta o esboço da chapa nas simulações executadas.

Figura 19: chapa nas simulações executadas.



Fonte: o autor (2018).

O furo restrito mostrado na figura 19 é empregado nos corpos de prova para fixação. Um varão roscado em aço atravessa o furo restrito mostrado na figura. O furo restrito é passante. O diâmetro do varão roscado que atravessa o furo restrito é tal, que há uma pequena folga entre o furo restrito e o varão roscado. O diâmetro do furo restrito, em todos corpos de prova, é de 9,5 mm, ao passo que o diâmetro do varão roscado é de 7,9 mm. O varão roscado é então

preso com arruelas, porca e contra-porca. Configura-se, deste modo, uma condição de contorno do tipo *clamp* ou grampo, na região do furo.

Na figura 19 as dimensões (em milímetros) são como segue:

Dimensão	Valor (mm)
L1	100,0
L2	100,0
L3	135,0
L4	135,0
L6	12,7

Tabela 3: dimensões das chapas em AÇO SAE 1020. Fonte: o autor (2018).

Dimensão	Valor (mm)
L1	91,0
L2	91,0
L3	128,5
L4	128,5
L6	13,7

Tabela 4: dimensões das chapas em AÇO ASTM A131 grau AH36. Fonte: o autor (2018).

Os corpos de prova estão divididos em dois conjuntos, a saber:

- Cinco corpos de prova em aço SAE 1020 (amostras 3 a 7);
- Dois corpos de prova em aço ASTM A131 grau AH36 (amostras 1 e 2)

O corpo de prova de referência para tratamento térmico é do material SAE 1020.

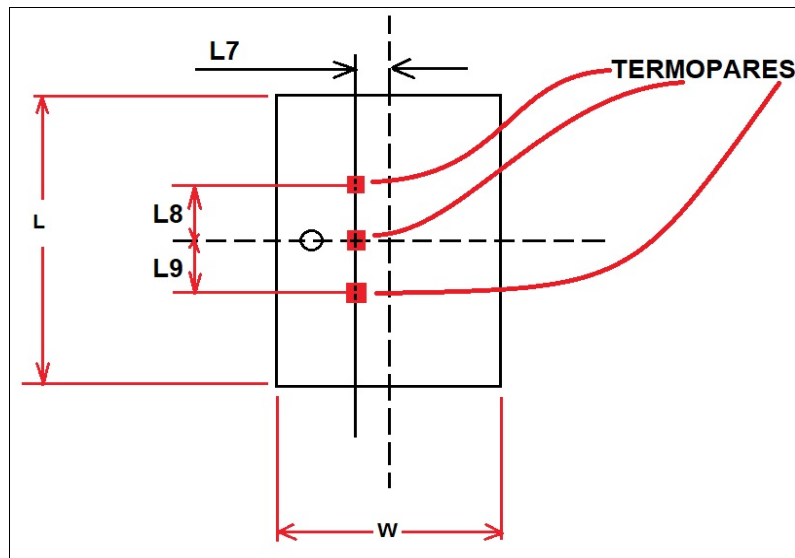
Todos os corpos de prova, exceto o de referência, de ambos tipos de aços, receberam Tratamento Térmico: permaneceram a 680°C por uma hora em forno do tipo mufla.

A razão para a execução deste tratamento térmico foi conseguir a redução de tensões residuais nos corpos de prova em referência, tensões estas que poderiam afetar adversamente as deformações induzidas pela aplicação da Linha de Calor, causando desvios consideráveis entre os valores experimentais e aqueles das Simulações Computacionais.

A figura 20 apresenta o posicionamento dos três termopares do tipo K que foram empregados

neste trabalho para a leitura das temperaturas em pontos predeterminados na face de aplicação da Linha de Calor, para o caso dos experimentos a seco, isto é, sem água de resfriamento logo após a tocha.

Figura 20: detalhe da posição dos termopares nos experimentos a seco.



Fonte: o autor (2018).

Na figura 20, o termopar alinhado com o furo de fixação da chapa será doravante denominado de Termopar Central. As leituras de temperatura deste termopar central é que foram usadas para comparação com os dados representativos das simulações em computador. As dimensões (em milímetros) na figura 20, comuns para os dois tipos de materiais de chapa empregados neste trabalho, são como na tabela 5 que segue.

Dimensão	Valor em (mm)
L7	21,0
L8	50,0
L9	50,0
Diâmetro do furo na chapa	9,5

Tabela 5: dimensões para a figura 20. Fonte: o autor (2018).

3.2 Dispositivos e equipamentos

3.2.1 Medição de temperatura nas amostras

As leituras de temperatura foram efetivadas com equipamento *data taker* DT-80, da Thermo Fisher Scientific Australia Pty Inc., disponível no LTSM (Laboratório de Termometria e Simulações Termomecânicas) do Centro de Tecnologia (CTG) da UFPE.

Na figura 20, as dimensões (L) e (W) são descritas pela figura 19 e tabelas 3 e 4.

A figura que segue ilustra o *data taker* empregado neste trabalho.

Figura 21: *data taker*.



Fonte: THERMOFISHER SCIENTIFIC (2013).

Os termopares foram soldados às amostras por meio da máquina de solda por resistência referência MP-25 BANTECH, pertencente ao LTSM do CTG UFPE.

3.2.2 Carro de translação do maçarico

O carro de translação do maçarico (tartaruga) é apresentado na figura 22.

Figura 22: tartaruga do maçarico.



Fonte: o autor (2018).

O carro de translação usado neste trabalho para os experimentos do autor e apresentado na figura 22, é da marca CONDOR ® . A tartaruga é dotada de maçarico de corte, o qual foi utilizado na modalidade de chama para aquecimento da chapa, sem o uso do oxigênio para corte. O bico de corte utilizado em todos os experimentos do autor foi o bico CONDOR ® de número 04 (quatro), para oxigênio e acetileno.

No seu manual, a CONDOR ® indica para este equipamento a faixa de pressão de 2,0 a 3,0 bar no oxigênio e 0,3 a 0,5 bar para o acetileno. Estas foram as pressões empregadas neste trabalho para os experimentos do autor. As válvulas reguladoras de vazão são analógicas neste equipamento, sem indicação quantitativa da vazão empregada. Não há fluxômetro (medidor de vazão) no equipamento para os gases.

3.2.3 Medição dos deslocamentos

A medição dos deslocamentos na direção da espessura das amostras foi efetivada na Mesa de Medição de Coordenadas do LAMECO do CTG UFPE (Laboratório de Metrologia). A máquina empregada é de fabricação MITUTOYO, no modelo CRISTA C 574, sob Certificado de Calibração 17.880-11.

3.2.4 Fornos para tratamento térmico das amostras

Dois fornos do tipo Mufla foram empregados para o tratamento térmico de alívio de tensões nas amostras do autor neste trabalho. O fabricante é a FORNOS JUNG, de Blumenau, Santa Catarina, Brasil.

Os detalhes dos fornos estão resumidos na Tabela 6.

Item	Forno Grande	Forno Pequeno
Número de série	FO 5885	5353
Ano de fabricação	2008	2007
Modelo	LF4212	2312
Máxima temperatura de trabalho	1200	1200
Potência	4,8	3,8
Tensão	220	220
Corrente	22	18
Fases	1	1
Massa do forno	80	90

Tabela 6: fornos para tratamento térmico das amostras. Fonte: o autor (2018).

3.2.5 Pirômetro infravermelho

O pirômetro RAYMX4PB, do Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE, foi o empregado para avaliar a Temperatura máxima alcançadas nos corpos de prova quando da aplicação da Linha de Calor. Trata-se de pirômetro infravermelho, com resolução de $0,1^{\circ}\text{C}$ e faixa de indicação de -30°C a 900°C . O pirômetro em tela tem Certificado de Calibração número 09068/14, emitido pela TECLABOR LTDA.

3.2.6 Limitações do equipamento utilizado

No caso do carro de translação do maçarico, a velocidade de translação é regulada por potenciômetro. A velocidade usada nos experimentos do autor neste trabalho ($1,6\text{ mm/s}$) ficou numa faixa bastante inicial com respeito à amplitude de velocidades do potenciômetro. Pequenas rotações do potenciômetro ocasionam grandes variações na velocidade de translação. Isto causa dificuldade na repetibilidade de velocidades, ocasionando erros intrínsecos nos resultados.

As válvulas de regulação de vazão dos gases oxigênio e acetileno no maçarico são analógicas e não possuem graduação quantitativa das vazões. Também aqui, pequenas variações na abertura destas válvulas causam grandes variações nas temperaturas medidas sobre a chapa. A repetibilidade na regulação das vazões é sobremaneira dificultada com isto. Ainda que se implemente o uso de medidores de vazão de gases (fluxômetros), a dificuldade persistirá, devida à natureza analógica das válvulas.

O estabelecimento de chama neutra oxiacetilênica é eminentemente visual: pequenas diferenças de vazão entre os gases oxigênio e acetileno acarretam grandes desvios da chama em relação à neutralidade e causam grandes variações nas temperaturas medidas na superfície das amostras metálicas.

3.3 Métodos

Neste trabalho será usado o programa Abaqus, na sua versão 6.12, para executar a simulação da conformação plástica por linhas de calor sobre a placa descrita. O Abaqus é *software* comercial baseado no Método dos Elementos Finitos, pertencente à Dassault Systèmes Simulia Corp..

Empregaremos o Abaqus Standard, com resolvidor implícito para os Elementos Finitos para o estudo em epígrafe.

O modelo geométrico, incluindo as propriedades do material (aço) dependentes da temperatura (condutividade térmica, expansão térmica, calor específico, módulo de elasticidade de Young, coeficiente de Poisson) será desenvolvido no Abaqus CAE (acrônimo para *Complete Abaqus Environment*).

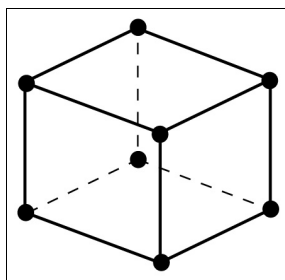
As visualizações dos dados gerados via arquivos binários (como .odb; .res e .dat) serão executadas no Abaqus Viewer.

3.3.1 Modelo geométrico

Na malha de Elementos Finitos, será usado o elemento C3D8T do Abaqus. Este elemento é capaz de atender aos requisitos para simulação de processos térmicos acoplados concomitantemente com análises mecânicas, como é o caso de interesse no presente estudo (DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP., 2012a). Trata-se de elemento com oito nós e formulação linear, como pode ser visto na figura 24.

A ilustração que segue apresenta o elemento C3D8T do Abaqus.

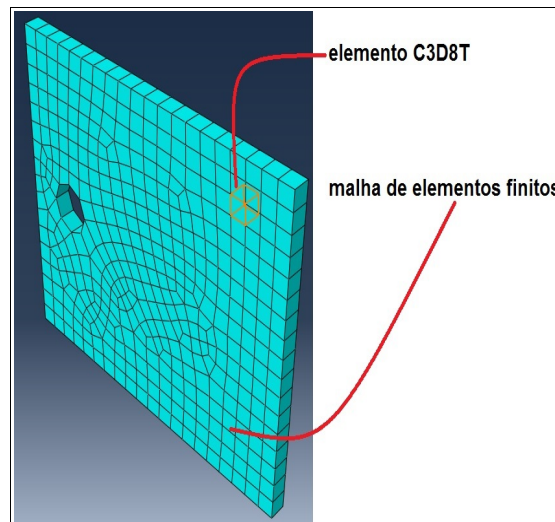
Figura 23: elemento C3D8T do Abaqus, com oito nós e formulação linear.



Fonte: DASSAULT SYSTÈMES (2012a).

Na figura 24, o detalhe do elemento C3D8T dentro de uma malha de elementos finitos no Abaqus 6.12.

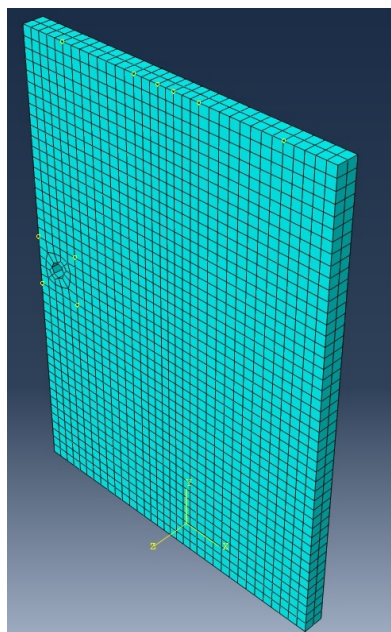
Figura 24: detalhe do elemento C3D8T.



Fonte: o autor (2018).

A construção do modelo geométrico foi executada, mediante o uso de *scripts* concebidos em *Python* para o Abaqus 6.12, o que facilitou a geração de malhas parametricamente para ambos materiais dos corpos de prova utilizados neste trabalho. A figura 25 apresenta uma malha aplicada a um modelo particionado das chapas em estudo.

Figura 25: malha com 3074 elementos e particionamento do modelo geométrico.

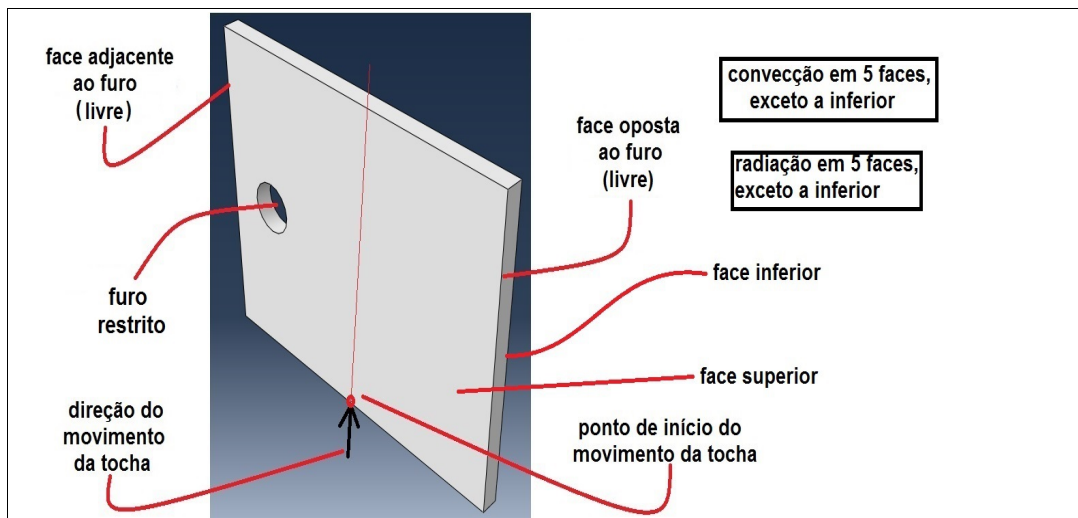


Fonte: O autor (2018).

3.3.2 Condições de contorno

As condições de contorno adotadas no estado atual dos estudos neste trabalho estão resumidas na figura que segue:

Figura 26: detalhe das condições de contorno.

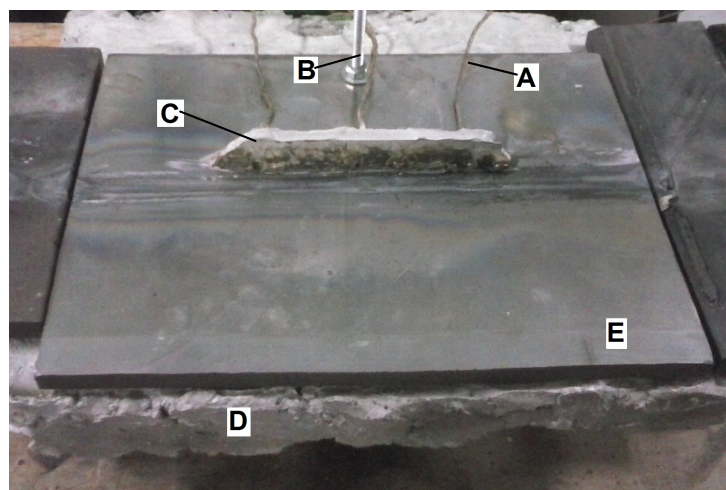


Fonte: o autor (2018).

O furo foi restrito e a face adjacente ao furo foi deixada livre. Por outro lado, a face oposta ao furo ficou mecanicamente livre (graus de liberdade de rotação e translação não restritos).

A figura a seguir apresenta o detalhe da fixação da chapa posicionada para aplicação da Linha de Calor.

Figura 27: detalhe da chapa sobre a placa de concreto leve para aplicação da Linha de Calor.



Fonte: O autor (2018).

Na figura 27 tem-se os elementos assinalados detalhados na Tabela 7.

Elemento	Detalhamento
A	Termopar tipo K
B	Varão roscado com porca para fixação da chapa
C	Placa em concreto para proteção dos termopares contra chama secundária
D	Placa em concreto leve para isolamento da chapa na face inferior
E	Chapa em aço de baixo teor de carbono

Tabela 7: elementos do conjunto do corpo de prova posicionados para aplicação da Linha de Calor.

Será considerada a radiação de Stefan-Boltzmann (INCROPERA, 2011) da placa para o ambiente, nas seguintes condições:

$$\begin{aligned}
 q_{\text{radiação}} &= \varepsilon \sigma \Delta(T^4) \\
 \Delta(T^4) &= T_{\text{corpo}}^4 - T_{\text{corrente livre}}^4 \\
 T_{\text{corrente livre}} &= T_{\text{ambiente}} = 28^\circ\text{C}
 \end{aligned} \tag{34}$$

A emissividade ε será tomada constante em todo o domínio e com valor $\varepsilon = 0,5$, ao passo que σ é a constante de Stefan-Boltzmann (INCROPERA, 2011).

Pazooki (2014) apresenta a expressão que segue para os valores de emissividade do aço ASTM A131 grau AH36 em função da temperatura:

$$\varepsilon(T) = 0.6367(1 - \exp(-0.002266T)) \tag{35}$$

Na qual $\varepsilon(T)$ é a emissividade do aço em tela em função da temperatura e (T) é a temperatura absoluta do aço (Kelvin).

O Abaqus 6.12 apresenta a limitação de não permitir ao analista o uso de valores de emissividade variáveis com a temperatura para simulações com acoplamento térmico-mecânico. Somente simulações não acopladas ou no acoplamento térmico-elétrico é que emissividades dependentes da temperatura poderiam ser admitidas no Abaqus 6.12 (DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP., 2012a). Por esta razão, será tomado o valor de emissividade constante em todo o domínio geométrico da placa em estudo neste trabalho.

A fórmula de Newton para a convecção (INCROPERA, 2011) será adotada em cinco faces: a

face inferior não será tomada com convecção para o ambiente.

A fórmula de Newton para convecção (INCROPERA, 2011):

$$\begin{aligned} q_{convecção} &= h(\Delta T) \\ \Delta T &= T_{corpo} - T_{corrente livre} \\ T_{corrente livre} &= T_{ambiente} = 28^{\circ}\text{C} \end{aligned} \quad (36)$$

Neste trabalho considerar-se-á o coeficiente de filme (coeficiente de convecção) variável com a temperatura, bem como as propriedades térmicas de condutividade, calor específico, coeficiente de expansão térmica, módulo de elasticidade de Young e coeficiente de Poisson todas dependentes da temperatura. A densidade do material será tomada constante e de valor

$\rho = 7860 \text{ Kg/m}^3$ em todo o domínio geométrico.

A tabela 8 resume os valores de propriedade dependentes da temperatura empregados para o aço ASTM A131 grau AH36 empregado neste trabalho. Os dados são de CULHA (2014).

$T(^{\circ}\text{C})$	$E(\text{GPa})$	$\nu(nu)$	$k(\text{W/mK})$	$C_p(\text{J/KgK})$	$\alpha(^{\circ}\text{C}^{-1})$	$h(\text{W/m}^2\text{K})$
20	207	0,30	52,00	485	0,000012	3,2
100	202	0,31	50,00	486	0,000012	5,5
200	200	0,33	48,00	495	0,000012	6,3
300	198	0,34	45,00	513	0,000013	6,8
400	181	0,36	42,00	532	0,000013	7,4
500	112	0,38	38,00	555	0,000014	7,7
600	65	0,40	34,00	586	0,000014	7,8
700	42	0,42	30,00	636	0,000015	8,1
800	33	0,44	27,00	683	0,000015	8,3
900	24	0,46	26,00	698	0,000015	8,5
1000	13	0,48	28,00	698	0,000015	8,6

Tabela 8: propriedades do aço ASTM A131 grau AH36 dependentes da temperatura.

As propriedades para o material aço SAE 1020 foram obtidas de Biswas (2006) e Clausen (2000).

No caso do aço SAE 1020, as propriedades estão organizadas na Tabela 9.

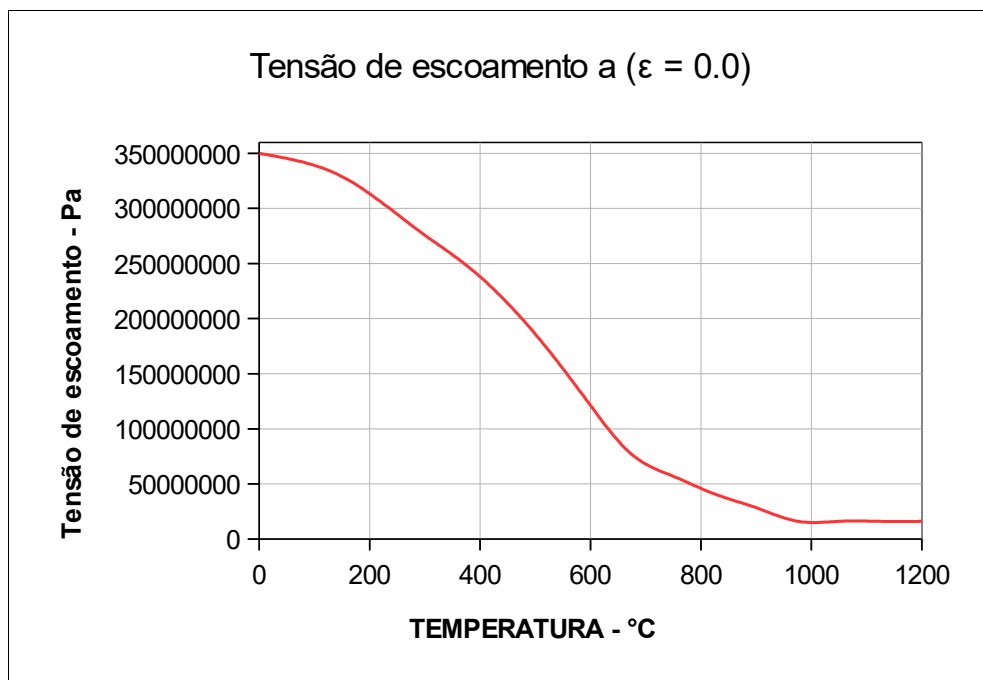
$T(^{\circ}C)$	$E(GPa)$	$\nu(nu)$	$k(W/mK)$	$C_p(J/KgK)$	$\alpha(^{\circ}C^{-1})$	$h(W/m^2 K)$
0	200,0	0,3	51.9	450,0	0.000010	1,0
100	200,0	0,3	51.1	499.2	0.000011	6,5
300	200,0	0,3	46,1	565.5	0.000012	7,5
450	150,0	0,3	41,1	630.5	0.000013	7,3
550	110,0	0,4	36,5	705.5	0.000014	7,2
600	88,0	0,4	35,6	773,3	0.000014	7,2
720	20,0	0,4	30,6	1080.4	0.000014	7,1
800	20,0	0,4	26,0	931,0	0.000014	7,1
1450	2,0	0,5	29,5	437.93	0.000015	7,0

Tabela 9: propriedades mecânicas e térmicas para aço de baixo teor de carbono.

O Modelo Clássico de Plasticidade por Encruamento Isotrópico é usado neste trabalho para as Simulações Computacionais relativas aos materiais aço SAE 1020 e aço ASTM A131 grau AH36. Duas fontes foram usadas para os dados acerca da tensão de escoamento dos aços SAE 1020 e AH36, a saber: os dados de Tsirkas *et al.* (2003) e os dados do NIST (2016).

A figura 28 reproduz os dados gráficos de Tsirkas *et al.* (2003).

Figura 28: tensão de escoamento de aço de baixo teor de carbono.



Fonte: adaptado de Tsirkas *et al.*, (2003).

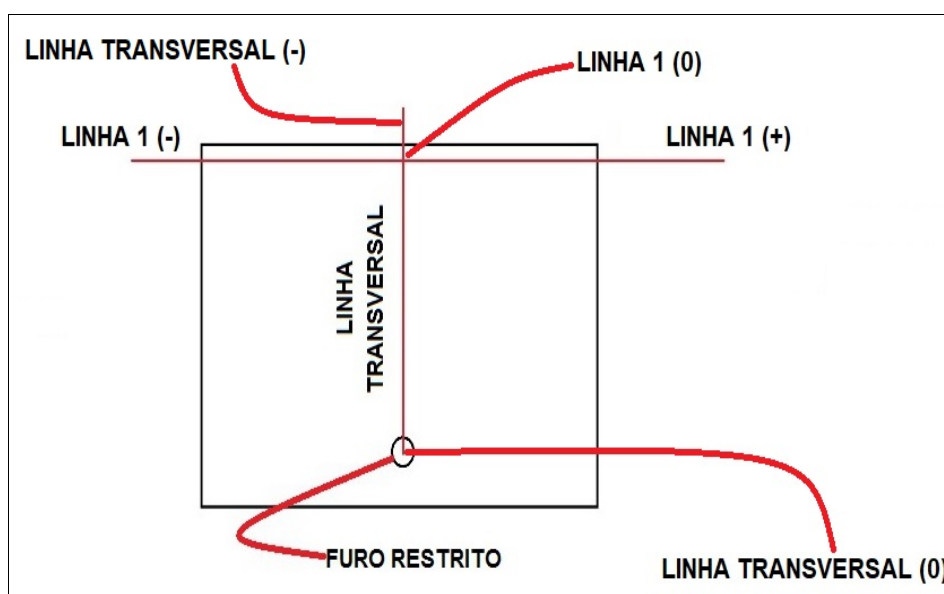
3.3.3 Procedimentos operacionais

Após a aplicação da Linha de Calor, a tocha foi apagada e imediatamente após o seu apagar, o Pirômetro Raytek, com emissividade regulada no valor 0,50 , foi apontado para a borda de saída da chapa, segundo a linha de centro longitudinal. Os valores de temperatura obtidos no Pirômetro foram registrados em vídeo. O valor de emissividade de 0,50 é o mais próximo ao valor dado pela equação de Pazooki (2014) para a temperatura de 600°C que o Pirômetro possui pré-definido internamente.

A figura 29 apresenta o detalhe dos eixos e linhas sobre os quais as medições na Mesa de Coordenadas foram baseadas.

Na figura 29 destaca-se as linhas (LINHA1) e (TRANSVERSAL), as quais serviram de base para as figuras que apresentam os resultados de deslocamentos perpendiculares ao plano de aplicação da Linha de Calor.

Figura 29: Linha 1 versus Linha Transversal.



Fonte: O autor, (2018).

Na figura 29, (LINHA 1 (0)) denota a origem (ponto zero) da linha 1 de referência na Máquina de Medição de Coordenadas, ao passo que (LINHA 1 (-)) denota o sentido negativo sobre a referida linha 1 e assim por diante.

3.3.4 Modelo de fonte de calor adotado

A fonte de calor dupla elipsoidal será a empregada neste trabalho.

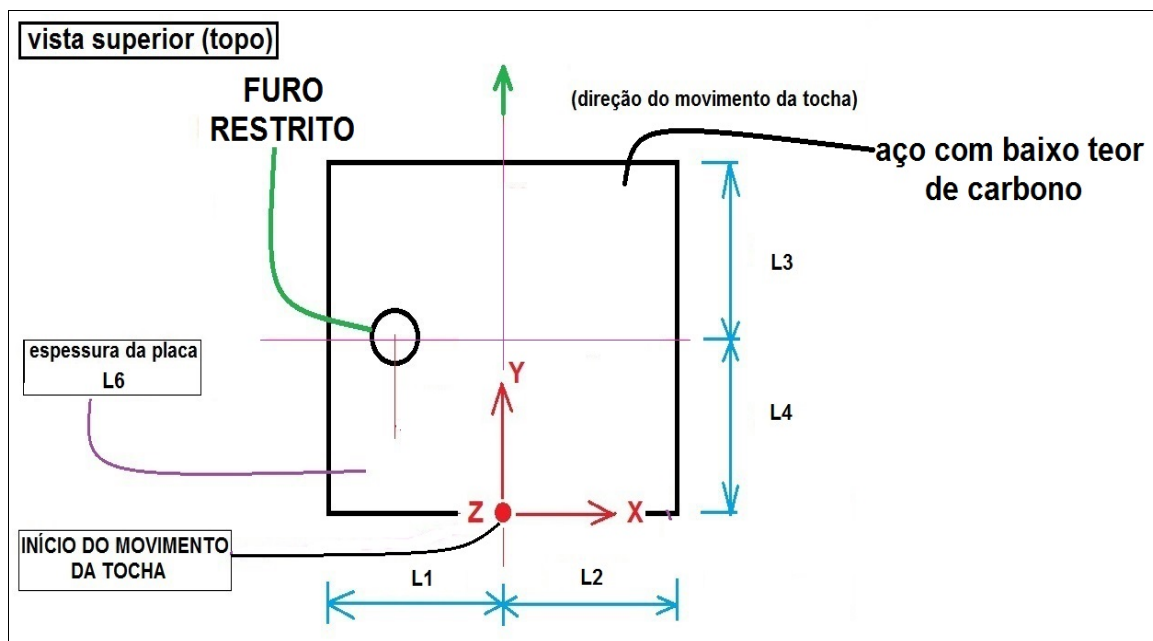
As equações a seguir descrevem a fonte de calor empregada para as simulações neste trabalho (os significados das variáveis são os mesmos que nas equações 10 e 11).

$$q_f(X; Y; Z; t) = \frac{6\sqrt{3}f_f P}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} \exp \left[-3 \left(\frac{X^2}{a^2} + \frac{(Y + V(\tau - t))^2}{c_f^2} + \frac{Z^2}{b^2} \right) \right] \quad (37)$$

$$q_r(X; Y; Z; t) = \frac{6\sqrt{3}f_r P}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} \exp \left[-3 \left(\frac{X^2}{a^2} + \frac{(Y + V(\tau - t))^2}{c_r^2} + \frac{Z^2}{b^2} \right) \right] \quad (38)$$

O sistema de coordenadas cartesianas empregado como referência para as equações 37 e 38 está detalhado na figura que segue.

Figura 30: sistema de coordenadas utilizado nas equações de fonte de calor.



Fonte: o autor (2018).

A movimentação da tocha ao longo do caminho especificado nas simulações foi efetivada mediante o emprego de uma sub-rotina DFLUX do Abaqus (DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP., 2012c) escrita em FORTRAN e desenvolvida por Guimarães (2010).

Os valores dos parâmetros empregados para a fonte dupla elipsoidal nas simulações executadas neste trabalho para os corpos de prova do autor são como segue.

Grandeza	Valor
V	1,6 mm/s
2a	11,0 mm
b	1,5 mm
c_f	3 mm
c_r	12 mm
f_f	0,6
f_r	1,4

Tabela 10: valores das grandezas nas equações da fonte dupla elipsóide. Fonte: o autor (2018).

Os valores informados na Tabela 10 estão baseados nas Simulações e Experimentos realizados neste trabalho para os materiais aço SAE 1020 e aço ASTM A131 grau AH36..

A tabela 11 apresenta os valores de Potência empregados nas Simulações, em cada amostra.

AMOSTRA	Potência P (W)
1	556,0
2	559,0
3	437,0
4	500,0
5	388,5
6	437,0
7	420,0

Tabela 11: potência por amostra. Fonte: o autor (2018).

3.3.5 Limitações do modelo físico e computacional

O fenômeno do aquecimento de uma chapa ou placa por um maçarico a oxigás está associado ao escoamento de mistura de fluidos gasosos com combustão. A depender das condições específicas, o escoamento em tela poderá ter efeitos de compressibilidade e de viscosidade representativos, o que evocará a necessidade de tratamento quantitativo via Equações de Navier-Stokes completas, acopladas com equação de energia. O tratamento destes efeitos de fluidodinâmica demandaria a execução de simulações computacionais para a fenomenologia do maçarico oxigás em sí, para depois empregar-se campos de temperatura e distribuições de fluxo de calor advindos destas pré-simulações com vistas a simular a transferência de calor para a amostra e as deformações mecânicas resultantes destes carregamentos térmicos.

A limitação do âmago dos modelos físico e computacional neste trabalho está exatamente no fato de que aqui não foi modelado o escoamento dos gases do maçarico oxiacetilênico. Perturbações na relação entre as vazões de gases e alterações nas pressões dos mesmos não são então considerados nos modelos adotados neste trabalho, o que efetivamente pode acarretar diferenças entre valores observados experimentalmente e valores obtidos via simulação computacional.

4 VALIDAÇÃO DE SIMULAÇÕES POR EXPERIMENTOS DA LITERATURA

Com vistas a ratificar a metodologia usada para as simulações dos experimentos conduzidos pelo autor neste trabalho, foram executadas simulações referentes aos experimentos de Jang *et al.* (1997). Uma vez validadas estas simulações, elas foram empregadas para investigar formação de constituintes frágeis nos experimentos de Jang *et al.* (1997).

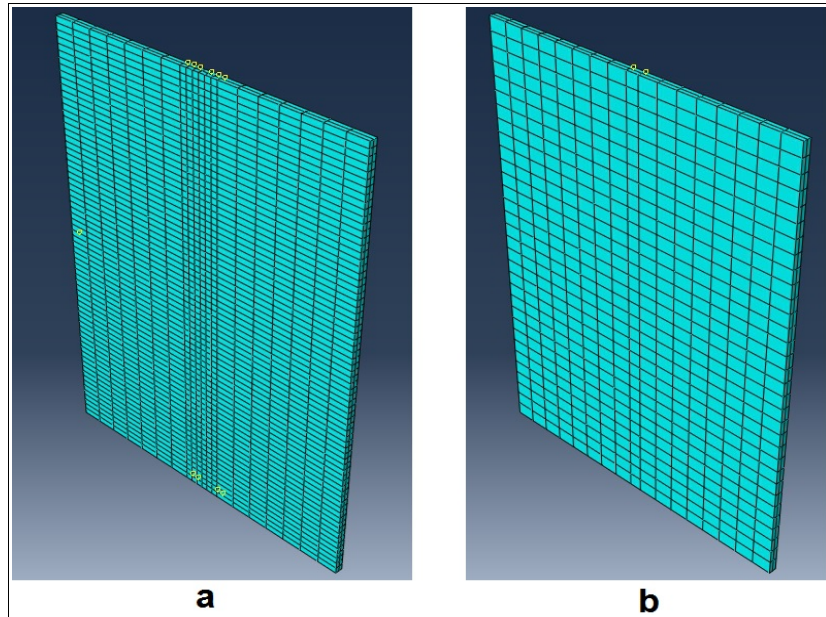
4.1 Metodologia para a validação de simulações por experimentos da literatura

Duas malhas distintas para a investigação em tela foram empregadas. A primeira malha foi associada a Simulações pela Teoria das Grandes Deformações Elásticas (figura 31a) e a Segunda Malha foi associada a Simulações pelo Modelo Clássico de Plasticidade com Encruamento Isotrópico (figura 31b).

A malha associada à Teoria das Grandes Deformações Elásticas foi usada para validação do ciclo térmico do ponto do termopar (figura 32). A outra malha foi usada para validar as deformações plásticas residuais naqueles mesmos experimentos. Esta integração de Análise entre as duas malhas foi possível, devido ao fato de que o Acoplamento Termo-Mecânico no Processo de Conformação de Chapas por Linhas de Calor, observando-se a limitação prescrita por Chirillo (1982) é fraco (DANIS, 2008; KERROUAULT).

Todos parâmetros geométricos relativos à zona plastificada foram idênticos aos adotados por Jang *et al.* (1997).

Figura 31: malha de elementos finitos empregada na Análise por Teoria das Grandes Deformações

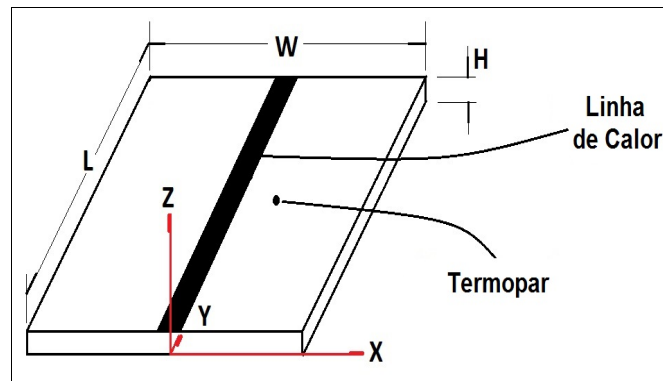


Fonte: o autor (2018)

Foi feita análise Acoplada Temperatura-Deformação, com o elemento C3D8T, com formulação linear. Empregou-se fonte de calor dupla elipsoidal, com subrotina DFLUX de Guimarães (2012). As propriedades mecânicas e térmicas para o aço de baixo teor em peso de carbono foram tomadas de acordo com Biswas (2006) e Clausen (2000), de acordo com a Tabela 9 deste trabalho.

A figura 32 apresenta a posição, na qual um termopar foi instalado no corpo de prova padrão para registro do ciclo térmico deste ponto.

Figura 32: posição do termopar no corpo de prova padrão.



Fonte: o autor (2018)

Com referência ao sistema de coordenadas mostrado na figura 32, o termopar foi instalado em um ponto, cujas coordenadas foram (20 ;350 ; 12) , com todas dimensões em milímetros.

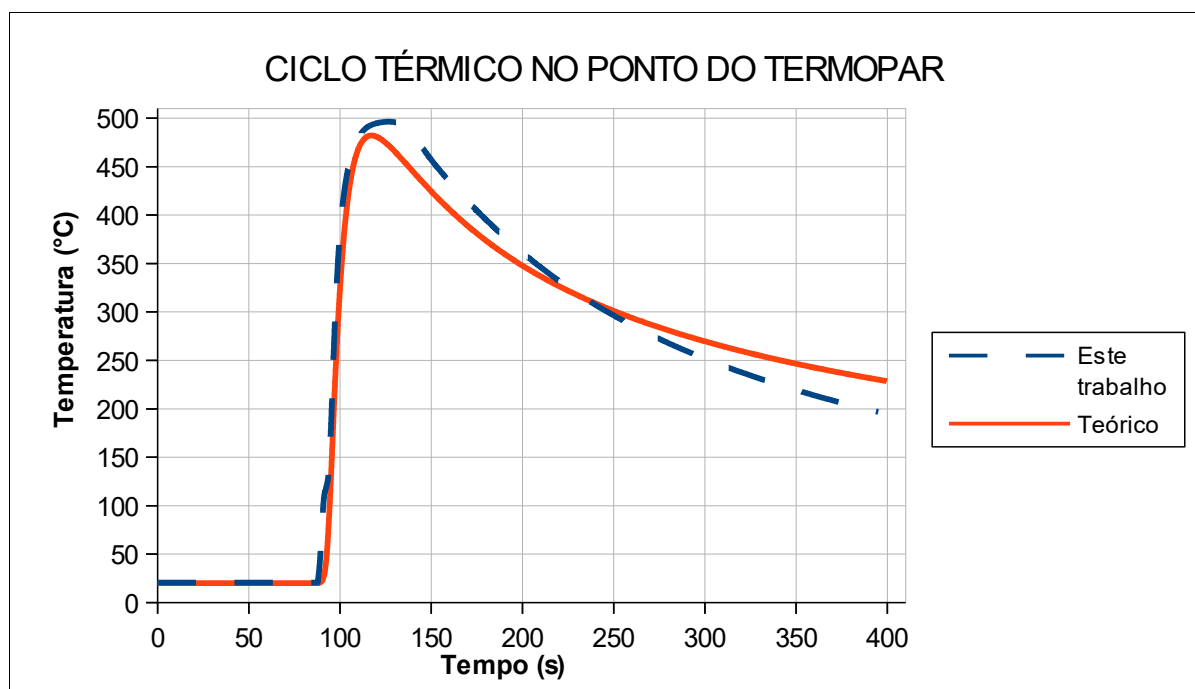
No caso da fonte de calor, foi empregada a fonte de calor dupla elipsoidal para simular os experimentos de Jang *et al.* (1997). A subrotina DFLUX desenvolvida por Guimarães (2012) foi utilizada. As propriedades mecânicas e térmicas para o aço de baixo teor em peso de carbono foram tomadas de acordo com Biswas (2006) e Clausen (2000), de acordo com a Tabela 9 deste trabalho. Os dados de tensão de escoamento usados foram de Patel (1985).

4.2 Resultados para a validação de simulações por experimentos da literatura

A seguir detalha-se os resultados das simulações dos experimentos de Jang *et al.* (1997).

A figura 33 mostra o ciclo térmico do ponto, no qual o termopar foi instalado no corpo de prova padrão. A posição do ponto de instalação do termopar foi apresentada na figura 32.

Figura 33: ciclo térmico para o corpo de prova padrão.



Fonte: o autor (2018)

O ciclo teórico (linha contínua) na figura 33 está associado à solução de Rosenthal Modificada em Série Infinita (MASUBUCHI, 1980). A linha tracejada na figura 33 é da simulação em computador neste trabalho para reproduzir o experimento de Jang *et al.* (1997)

A tabela 12 apresenta o resumo da comparação entre os resultados obtidos com as Simulações Computacionais neste trabalho e os resultados experimentais de Jang *et al.* (1997).

amostra	espessura	velocidade tocha mm/s	deformação angular rad Experimento JANG	deslocamento máximo – mm experimento JANG	deslocamento máximo – mm este trabalho	diferença relativa %
0	12	3.80	0.0237	2.9625	2.958	0.1518987342
0	12	3.80	0.0237	2.9625	2.9977	-1.188185654
1	16	4.05	0.01568	1.96	1.99936	-2.0081632653
2	16	5.00	0.00816	1.02	1.00227	1.7382352941
3	16	5.05	0.00829	1.03625	0.99734	3.7548854041
4	18	3.67	0.01184	1.48	1.50459	-1.6614864865
5	18	4.83	0.00696	0.87	0.86314	0.7885057471
6	18	4.81	0.00669	0.83625	0.82098	1.8260089686
7	20	3.87	0.01088	1.36	1.34873	0.8286764706
8	20	4.90	0.00583	0.72875	0.75406	-3.4730703259

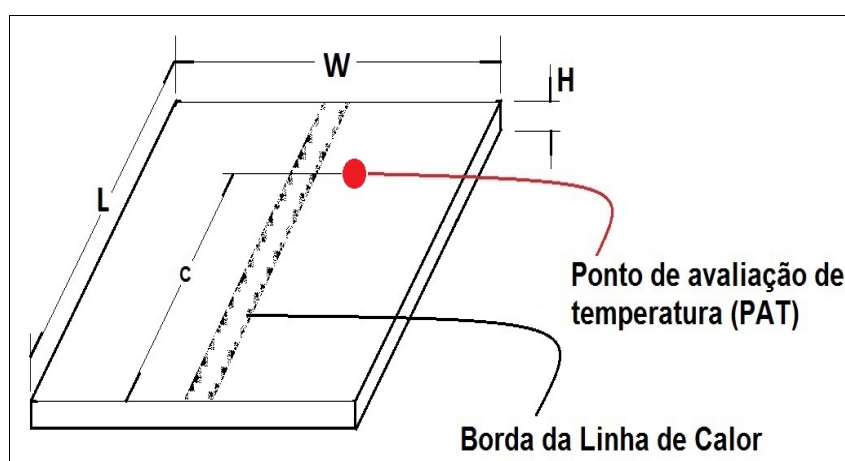
Tabela 12: resultados para corpos de provas não padrões.

4.2.1 Uso de simulações validadas por experimentos da literatura

As coordenadas do nó, no qual o ciclo térmico foi avaliado, foram (15 ; 371,87 ; 12) com todas as coordenadas em milímetros. Este ponto será doravante denominado simplesmente de Ponto de Avaliação de Temperatura (PAT). Na figura 34 a dimensão (c) é de 371,87 mm. O PAT encontra-se a 15 mm de distância do centro da Linha de Calor.

A figura 34 ilustra a posição do nó em referência.

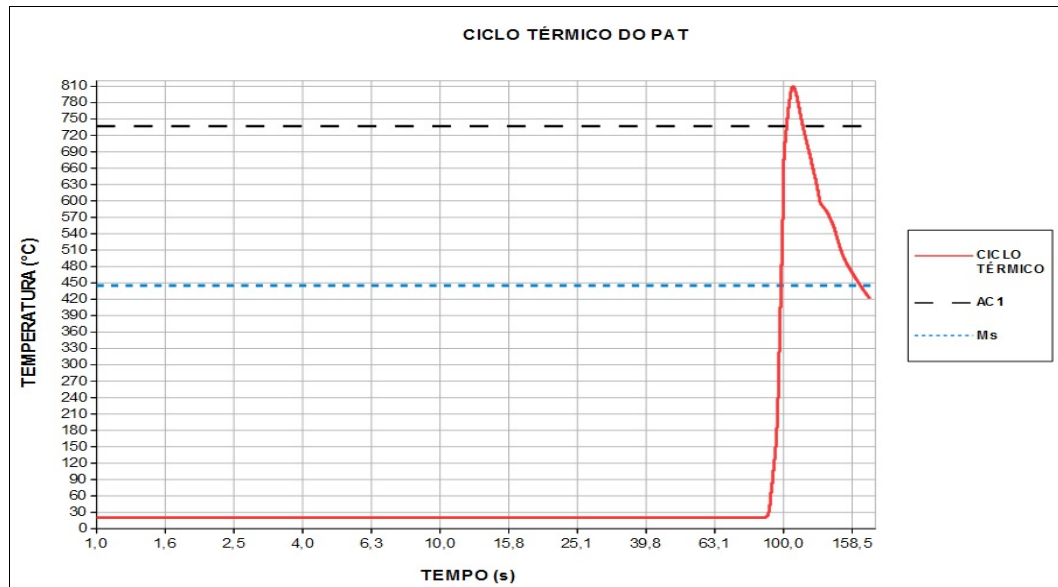
Figura 34: ponto PAT.



Fonte: o autor, (2018).

O ciclo térmico do PAT (ponto PAT mostrado na figura 34), está apresentado na figura 35, com escala de tempo logarítmica.

Figura 35: ciclo térmico do ponto de avaliação de temperatura (PAT).



Fonte: o autor (2018).

O pico de temperatura alcançado no PAT foi de 808,39°C.

A análise da figuras 35 permite concluir, que o PAT atingiu temperaturas superiores àquelas preconizadas por Chirillo (1982) e que a taxa de resfriamento no PAT foi tal, que constituintes frágeis podem ter se formado ao final dos experimentos de Jang *et al.* (1997).

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES PARA CORPOS DE PROVA DO AUTOR

Foram executados experimentos de Linha de Calor a seco, isto é, com resfriamento ao ar e Simulações Computacionais para corpos de prova em aço SAE 1020 com propriedades térmicas e mecânicas dependentes da temperatura. Antes dos experimentos, micrografias foram realizadas com vistas a corroborar a eficácia da limitação de temperatura preconizada por Chirillo (1982) sobre a não transformação de fases do material durante e após a aplicação das Linhas de Calor.

5.1 Limitação da temperatura nos experimentos: micrografias

Antes de se proceder à experimentação, foram executadas micrografias em chapa constituída de aço ASTM A131 grau AH36, com as mesmas dimensões dos corpos de prova empregados para os experimentos neste mesmo material.

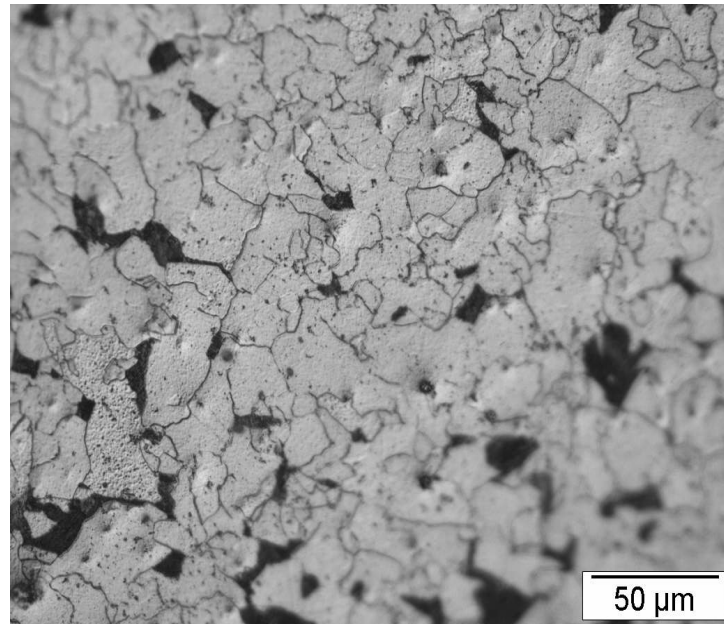
A tocha oxiacetilênica foi aplicada na linha de centro longitudinal do corpo de prova, tal como detalhado na Metodologia. A temperatura máxima alcançada foi tomada no bordo de saída da chapa, segundo a linha de centro longitudinal. O valor máximo alcançado foi de 651°C.

Os embutimentos para micrografia foram extraídos de porções do corpo de prova à margem da linha de calor e de regiões da seção transversal.

5.1.1 Micrografias: amostra na face de aplicação da linha de calor

A figura 36 demonstra claramente a manutenção da fase original do corpo de prova: grãos de ferrita, com a perlita e impurezas concentrados nos contornos de grão.

Figura 36: micrografia de amostra da superfície (500x).

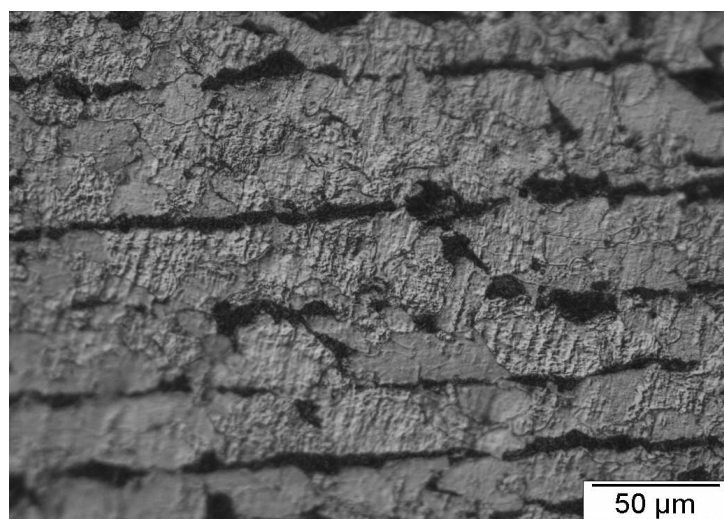


Fonte: o autor (2018).

5.1.2 Micrografias: seção transversal

A figura 37 apresenta a micrografia de seção transversal do corpo de prova.

Figura 37: micrografia de seção transversal (500x).



Fonte: o autor (2018).

Na figura 37 pode-se constatar a manutenção da textura de laminação, bem marcada na forma

de estrias que atravessam toda a extensão da largura da figura.

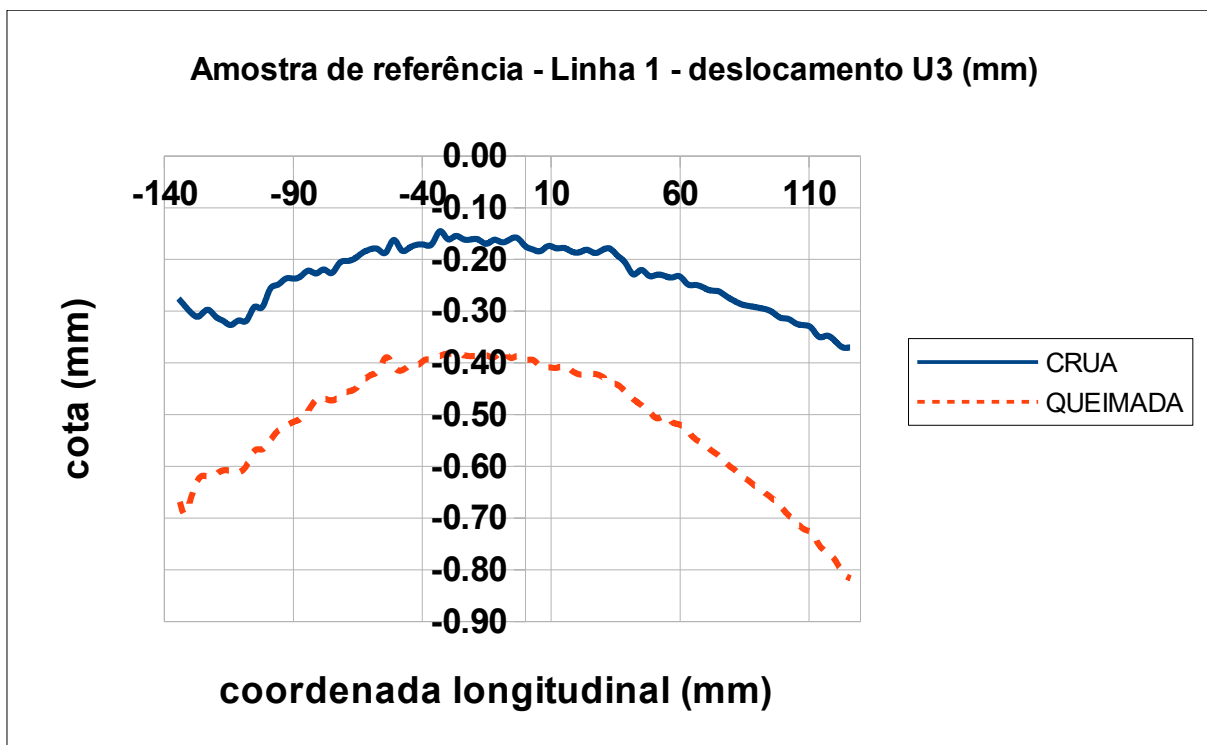
5.2 A necessidade de tratamento térmico para alívio de tensões

Neste trabalho, o termo AMOSTRA CRUA irá se referir a uma mostra, que não sofreu o efeito de Linha de Calor, ao passo que o termo AMOSTRA QUEIMADA irá se referir a uma amostra que já sofreu o efeito de Linha de Calor, isto é, sobre a qual já incidiu o Maçarico de Oxi-gás.

No caso do corpo de prova de referência para tratamento térmico, mediu-se o seu perfil (linha 1 na figura 29) e temperatura máxima atingida no bordo de saída da chapa. Não foi registrado ciclo térmico via uso de termopares.

A figura 38 apresenta o perfil antes e após a queima do corpo de prova número 4, segundo a linha 1 na figura 29.

Figura 38: perfis do corpo de prova de referência.



Fonte: o autor, (2018).

Sabe-se, que chapas metálicas que foram sujeitas a uma sequência de operações

termomecânicas, como maçaricos oxigás, soldagem ou corte apresentam campos de tensões internas residuais, que dependem inclusive da trajetória como estas fontes de calor móveis foram aplicadas e se o foram paralelamente umas às outras ou formando ângulos de até 90° (VEGA *et al.*, 2008). As dimensões e propriedades do material das chapas também são fatores determinantes sobre a natureza dos campos de tensões internas e sobre o modo pelo qual as chapas deformam-se sob a ação de fontes móveis de calor (VEGA *et al.*, 2007; VEGA *et al.*, 2011).

O exame da figura 38 permite visualizar a existência de tensões no corpo de prova, dada sua curvatura antes da queima e a deformação exacerbada após a queima, com ênfase na curvatura, que se pronuncia bastante (VEGA *et al.*, 2008). Esta observação motivou os Tratamentos Térmicos dos corpos de prova restantes. Observa-se também, que a linha 1 nesta amostra deslocou-se no sentido oposto à face de aplicação da linha de calor, quando seria de se esperar um deslocamento “para cima”, isto é, no mesmo sentido da face de aplicação da linha de calor. Esta observação também ratifica a existência de um campo de tensões internas residuais na amostra.

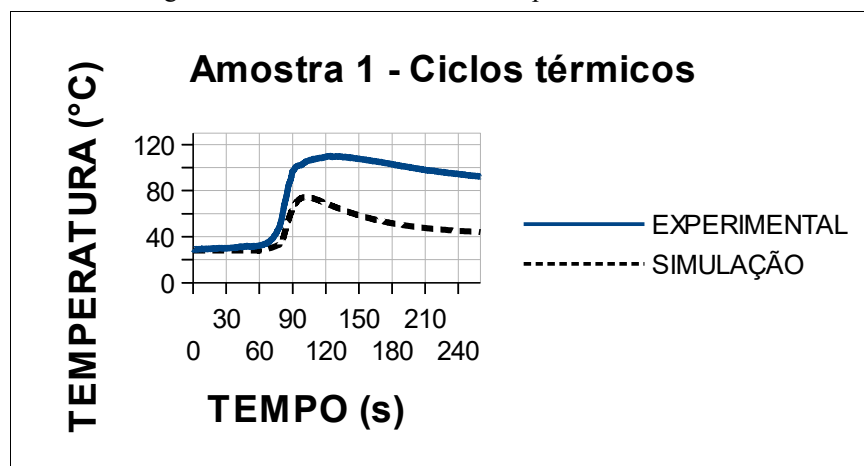
5.3 Amostra 1: experimento e simulação

Corpo de prova = Aço ASTM A131 grau AH36.

5.3.1 Amostra 1: ciclo térmico

A figura 39 apresenta os ciclos térmicos nos termopares da amostra 1, no experimento e na simulação computacional.

Figura 39: ciclos térmicos nos termopares da amostra 1.



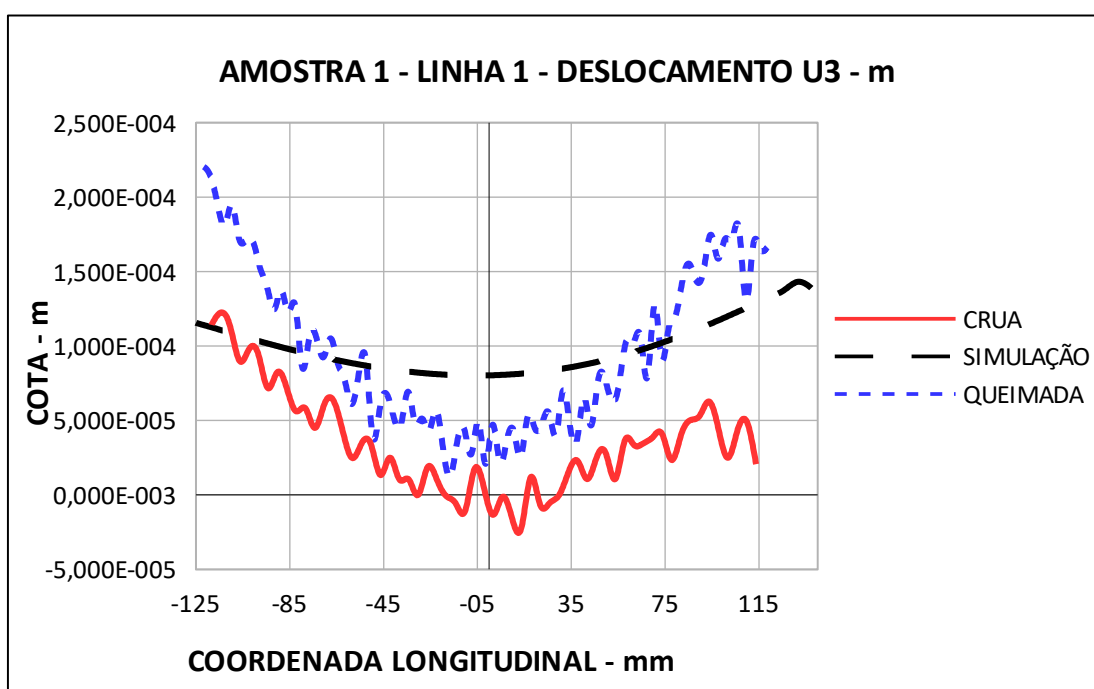
Fonte: o autor, (2018)

A temperatura máxima alcançada no experimento com a amostra 1 foi de 343,2°C, no bordo de saída da chapa. Nos ciclos térmicos da figura 39, observa-se um pico de temperatura na curva representativa da simulação inferior àquele associado aos dados experimentais. Os valores relativos à simulação mantêm-se inferiores aos experimentais para valores maiores de tempo.

5.3.2 Amostra 1: deslocamentos

A figura 40 apresenta os perfis da linha 1 da amostra 1.

Figura 40: perfis do corpo de prova 1 avaliados na mesa de coordenadas.



Fonte: o autor, (2018).

O deslocamento U3 máximo para a amostra 1 foi de 0,14 mm.

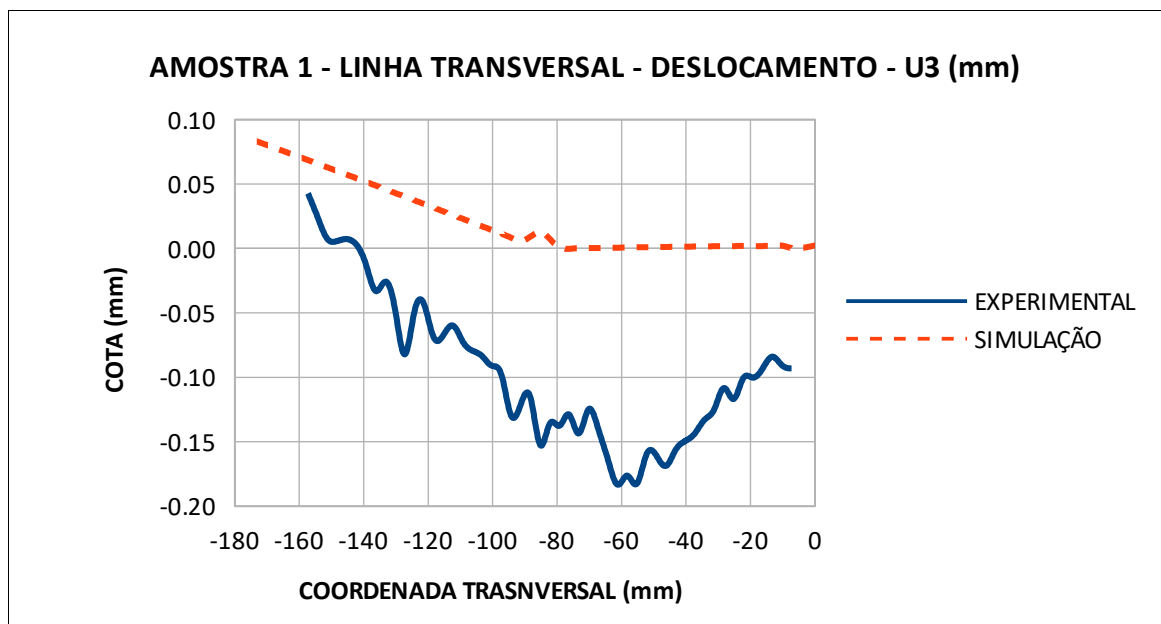
Na figura 40 observa-se nitidamente “a subida” da linha 1 relativa àquele amostra, em estreita concordância com o esperado. As cotas na direção da espessura do perfil queimado da linha 1 são todas maiores que aquelas relativas ao perfil cru, evidenciando o deslocamento da linha 1 no sentido da face de aplicação da linha de calor. No que concerne à posição relativa dos perfis representativo da simulação e queimado, observa-se claramente, que na região central (próximo à origem da coordenada longitudinal) os valores do perfil queimado estão abaixo dos da simulação. O contrário ocorre nas extremidades daqueles dois perfis, caracterizando o perfil representativo da simulação como uma linha de tendência para os dados experimentais

após a incidência da linha de calor, no sentido estatístico do termo (SPIEGEL & STEPHENS, 2008).

As diferenças observadas entre o perfil de linha 1 após a queima e o perfil de cotas representativo da simulação são devidas a tensões internas residuais na amostra, mesmo após o tratamento de alívio de tensões durante uma hora a 680°C em forno tipo mufla. Naturalmente, no interior destes fornos a distribuição de fluxo de calor e de temperatura não são tais, que se assegure a eliminação de toda e qualquer tensão residual. A geometria em forma de paralelepípedo do forno e a convecção devida ao campo de velocidades do ar no interior do forno aquecido causam a existência de tensões residuais remanescentes na amostra, o que motiva as diferenças nos deslocamentos.

A figura 41 apresenta o perfil transversal da amostra medido na mesa de coordenadas.

Figura 41: perfil transversal da amostra 1.



Fonte: o autor, (2018).

O perfil transversal apresentado na figura 41 é compatível com as observações de PEREIRA (2012) e com as Simulações realizadas neste trabalho, no que respeita à depressão no perfil experimental, que se apresenta nas imediações do furo de fixação da amostra. A tendência de subida do perfil, logo após a depressão, está compatível com a tendência do perfil representativo da simulação.

O aumento de cota observado na figura 40 relativo à linha 1 da amostra 1, é também coerente

e compatível com as observações de PEREIRA (2012) e com as Simulações conduzidas neste trabalho.

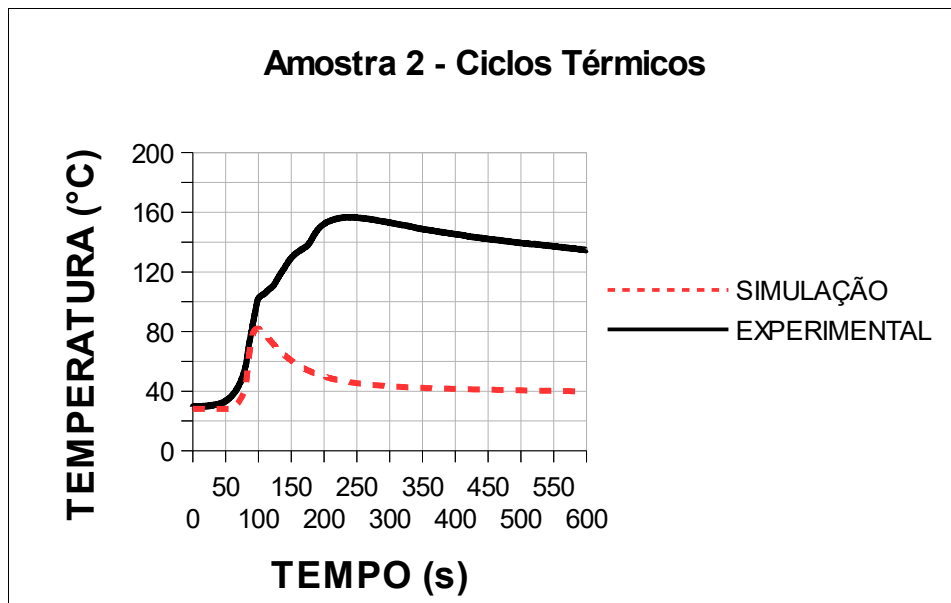
5.4 Amostra 2: experimento e simulação

Corpo de prova = Aço ASTM A131 grau AH36

5.4.1 Amostra 2: ciclo térmico

A figura 42 apresenta os ciclos térmicos nos termopares da amostra 2, no experimento e na simulação computacional.

Figura 42: ciclos térmicos nos termopares da amostra 2.



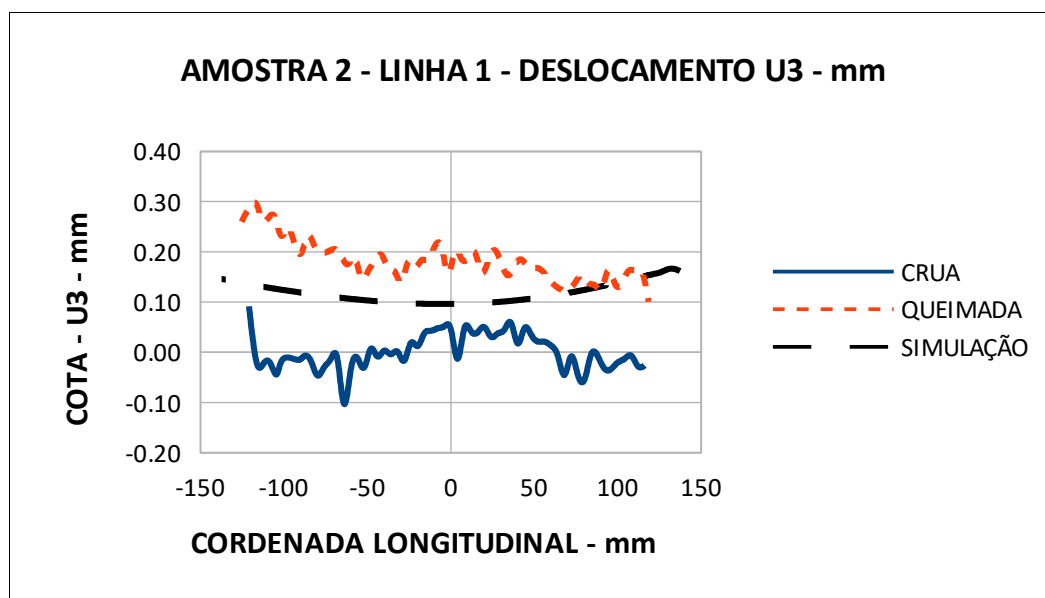
Fonte: o autor, (2018).

A temperatura máxima alcançada no experimento com a amostra 2 foi de 399,3 °C, no bordo de saída da chapa. Nos ciclos térmicos da figura 42, observa-se um pico de temperatura na curva representativa da simulação inferior àquele associado aos dados experimentais. Os valores relativos à simulação mantêm-se inferiores aos experimentais para valores maiores de tempo.

5.4.2 Amostra 2: deslocamentos

A figura 43 apresenta os perfis da linha 1 da amostra 2.

Figura 43: perfis do corpo de prova 3 avaliados na mesa de coordenadas.



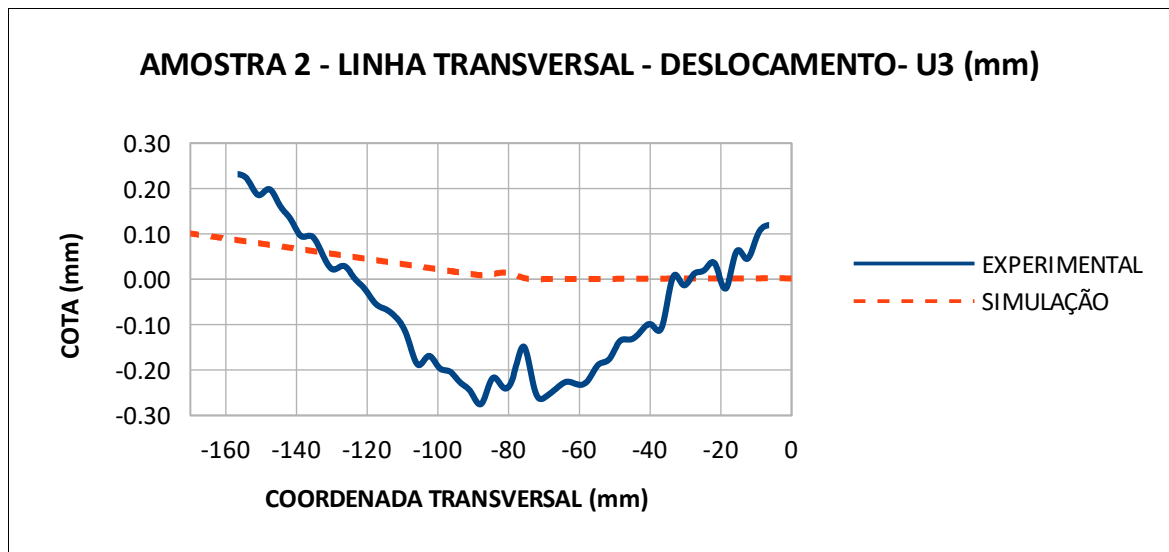
Fonte: o autor, (2018).

Na figura 43 nota-se-se “a subida” da linha 1 relativa àquela amostra, de conformidade com o esperado. As cotas na direção da espessura do perfil queimado da linha 1 são todas superiores às relativas ao perfil cru, evidenciando o deslocamento da linha 1 no sentido da face de aplicação da linha de calor. No que concerne à posição relativa dos perfis representativo da simulação e queimado, observa-se, que na região da extremidade direita (coordenada longitudinal positiva) os valores do perfil queimado situam-se bem próximos dos da simulação. Para valores mais ao centro e à esquerda do perfil representativo da simulação tem-se os valores experimentais após a queima pouco acima daqueles representativos da simulação computacional. Os dados experimentais estão estatisticamente próximos dos dados representativos da simulação para esta amostra, de conformidade com o que evidenciou a análise da média RMS para os dois perfis. (CHAI & DRAXLER, 2014 ; SPIEGEL & STEPHENS, 2008).

As diferenças observadas entre o perfil de linha 1 após a queima e o perfil de cotas representativo da simulação são devidas a tensões internas residuais na amostra, mesmo após o tratamento de alívio de tensões durante uma hora a 680°C em forno tipo mufla.

A figura 44 apresenta o perfil transversal da amostra medido na mesa de coordenadas.

Figura 44: perfil transversal da amostra 2.



Fonte: o autor, (2018).

O perfil transversal apresentado na figura 44 é compatível com as observações de PEREIRA (2012) e com as Simulações realizadas neste trabalho. Embora o perfil transversal na figura 44 esteja acima do perfil representativo da simulação na região esquerda da figura, a topologia é idêntica àquela observada na figura 41, revelando uma concordância com o comportamento esperado na direção transversal no experimento. As diferenças relativas são devidas a tensões residuais remanescentes do tratamento térmico.

O aumento de cota observado na figura 43 relativo à linha 1 da amostra 2, é também coerente e compatível com as observações de PEREIRA (2012) e com as Simulações conduzidas neste trabalho.

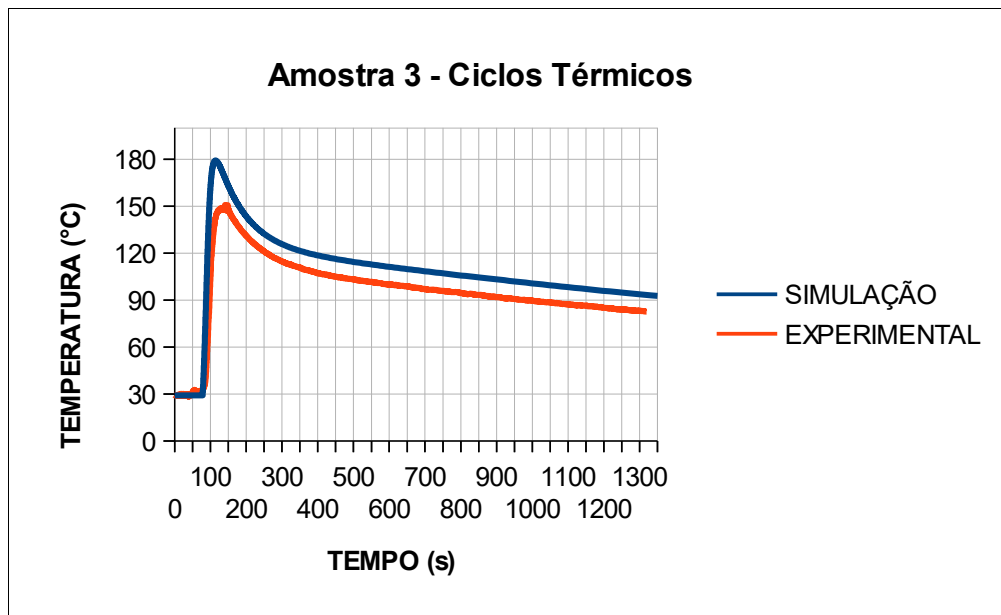
5.5 Amostra 3: experimento e simulação

Corpo de prova = Aço SAE 1020

5.5.1 Amostra 3: ciclo térmico

A figura 45 apresenta os ciclos térmicos nos termopares da amostra 3, no experimento e na simulação computacional.

Figura 45: ciclos térmicos nos termopares do corpo de prova 3 durante experimento.



Fonte: o autor, (2018).

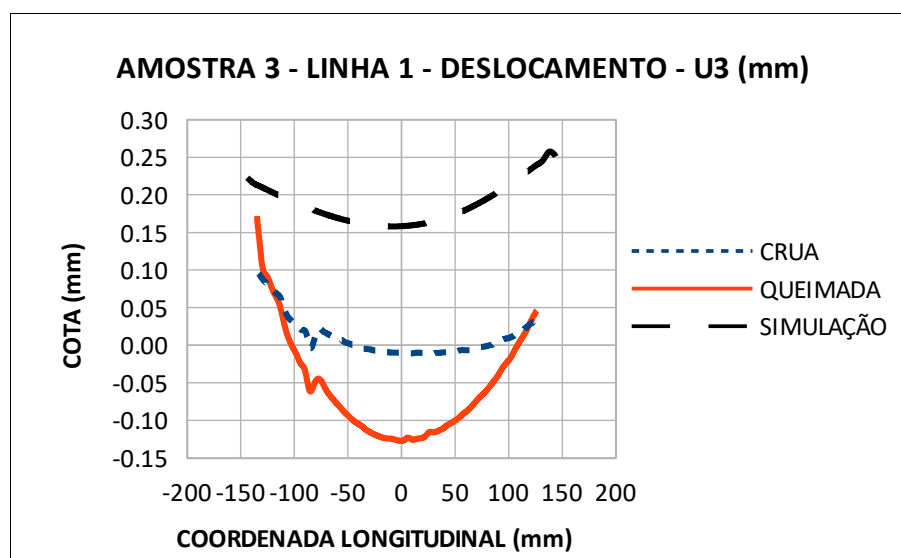
A máxima temperatura alcançada no bordo de saída da amostra 3 ao final da experiência foi de 514,4°C. Na figura 45 observa-se, que os valores de temperatura relativos à simulação em computador ficaram pouco acima daqueles referentes aos dados experimentais. Os valores de temperatura no transitório de aquecimento do ponto observado apresentaram-se bastante próximos. Para tempos superiores a 450 segundos, observa-se que as linhas da simulação e dos dados experimentais são praticamente paralelas, caracterizando o regime permanente.

5.5.2 Amostra 3: deslocamentos

A amostra 3 foi retificada antes da queima, no intento de reduzir as irregularidades superficiais.

A figura 46 apresenta os perfis medidos na mesa de coordenadas para o corpo de prova 3, antes e após a queima.

Figura 46: perfis do corpo de prova 3 avaliados na mesa de coordenadas.

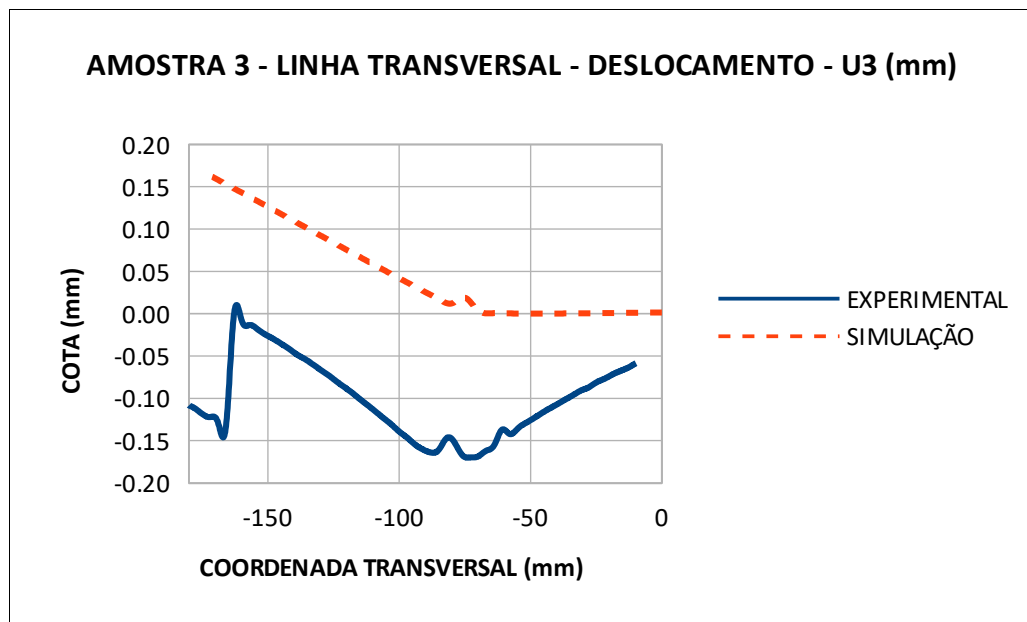


Fonte: o autor, (2018).

O abaixamento do corpo de prova na figura 46 na região central do perfil é devida a rebaixo existente na aresta da amostra, oposta ao furo de fixação. Este rebaixamento ocorreu no processo de retificação do corpo de prova. A análise da figura 46 em conjunto com a figura 47, permite inferir, que o estado de tensões internas residuais no corpo de prova em tela é que causou as configurações de perfis vislumbrados, o que está em estreita concordância com as observações de PEREIRA (2012) e com as Simulações Computacionais executadas neste trabalho.

A figura 47 apresenta o perfil transversal do corpo de prova 5 medido na mesa de coordenadas após a queima.

Figura 47: perfil transversal do corpo de prova 3 avaliado na mesa de coordenadas.



Fonte: o autor, (2018).

Os valores baixos de cota observados para valores de abcissa inferiores a -160 mm (região esquerda da figura 47) são devidos a imperfeição (rebaixo) existente na chapa, naquela região.

A concavidade observada ao longo da linha trasnversal é também compatível com as observações de PEREIRA (2012) e com as Simulações Computacionais executadas neste trabalho.

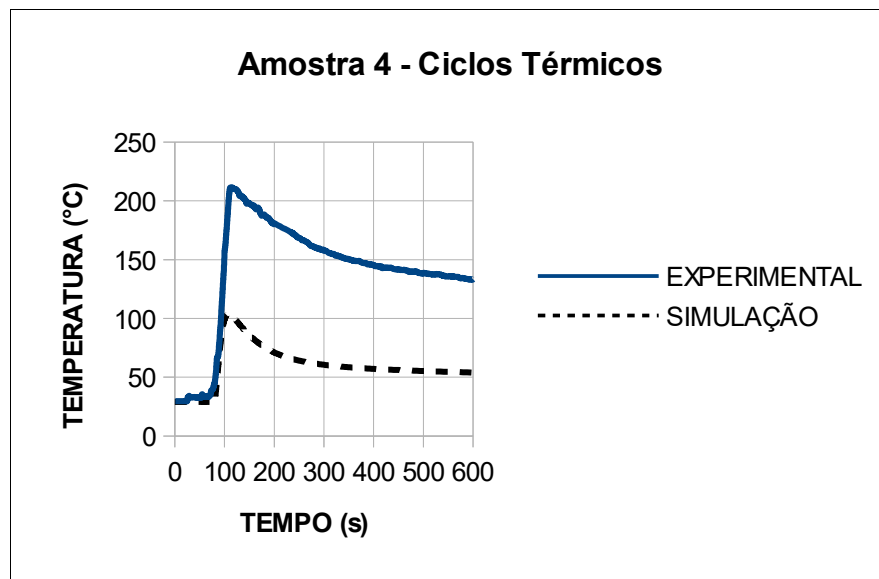
5.6 Amostra 4: experimento e simulação

Corpo de prova = Aço SAE 1020

5.6.1 Amostra 4: ciclo térmico

A figura 48 apresenta os ciclos térmicos nos termopares do corpo de prova 6, registrados via *data logger* durante a aplicação da Linha de Calor. Apresenta-se também na mesma figura o ciclo térmico feito por simulação computacional.

Figura 48: Ciclos térmicos nos termopares da amostra 4.



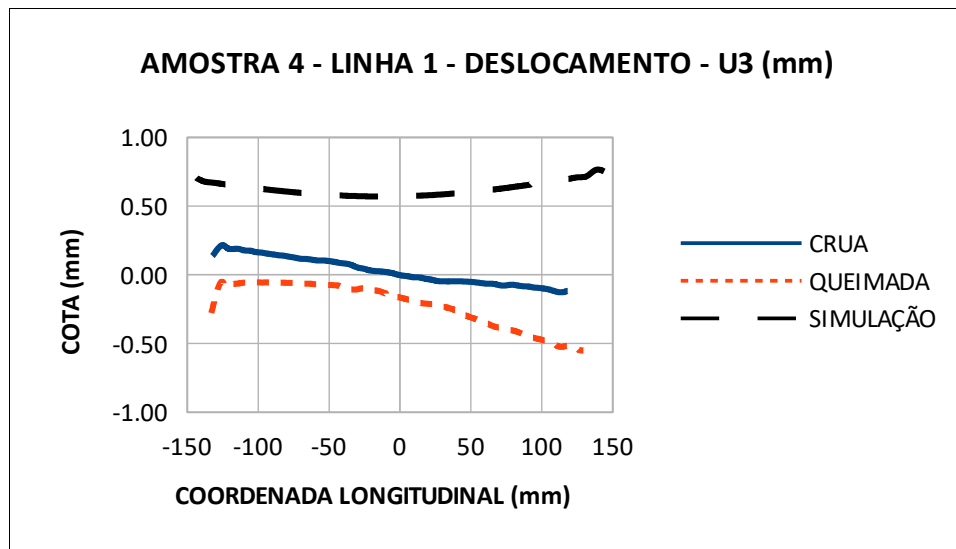
Fonte: o autor, (2018).

A Temperatura máxima alcançada na amostra foi superior a 650°C, porém o registro em vídeo ficou danificado. Uma abertura na válvula analógica de gás da ordem de menos de um grau foi suficiente para desviar a chama oxiacetilênica da neutralidade e para elevar a temperatura superficial do corpo de prova, afastando os resultados experimentais dos dados representativos da simulação por computador.

5.6.2 Amostra 4: deslocamentos

A figura 49 apresenta os perfis medidos na mesa de coordenadas para o corpo de prova 4, antes e após a queima.

Figura 49: perfis do corpo de prova 4 avaliados na mesa de coordenadas.



Fonte: o autor, (2018).

Na figura 49 observa-se o abaixamento do perfil da linha 1 da amostra em tela, causado pela existência de tensões internas residuais no corpo de prova. A amplitude dos deslocamentos experimentais, dada pela diferença de cotas entre os perfis experimentais cru e queimado, é próxima da amplitude dos deslocamentos simulados em computador, como a média RMS (*root mean square*) mostrará, mais adiante. Não foi avaliado o deslocamento da linha transversal para esta amostra.

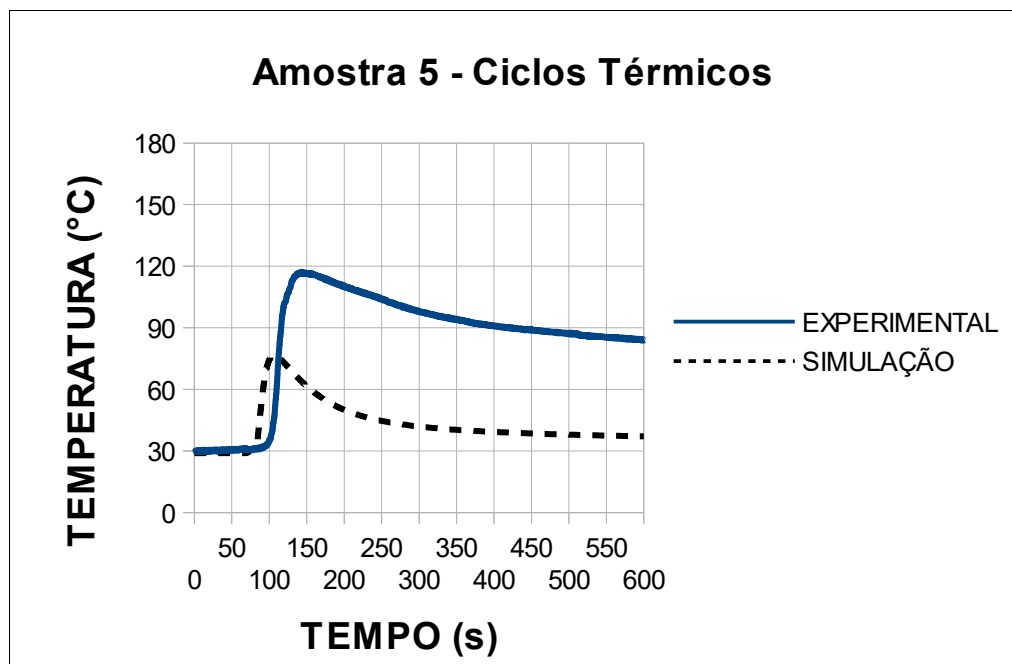
5.7 Amostra 5: experimento e simulação

Corpo de prova = Aço SAE 1020

5.7.1 Amostra 5: ciclo térmico

A figura 50 apresenta os ciclos térmicos experimental e simulado nos termopares do corpo de prova 5, registrados via data logger durante a aplicação da Linha de Calor.

Figura 50: Ciclos térmicos nos termopares da amostra 5.



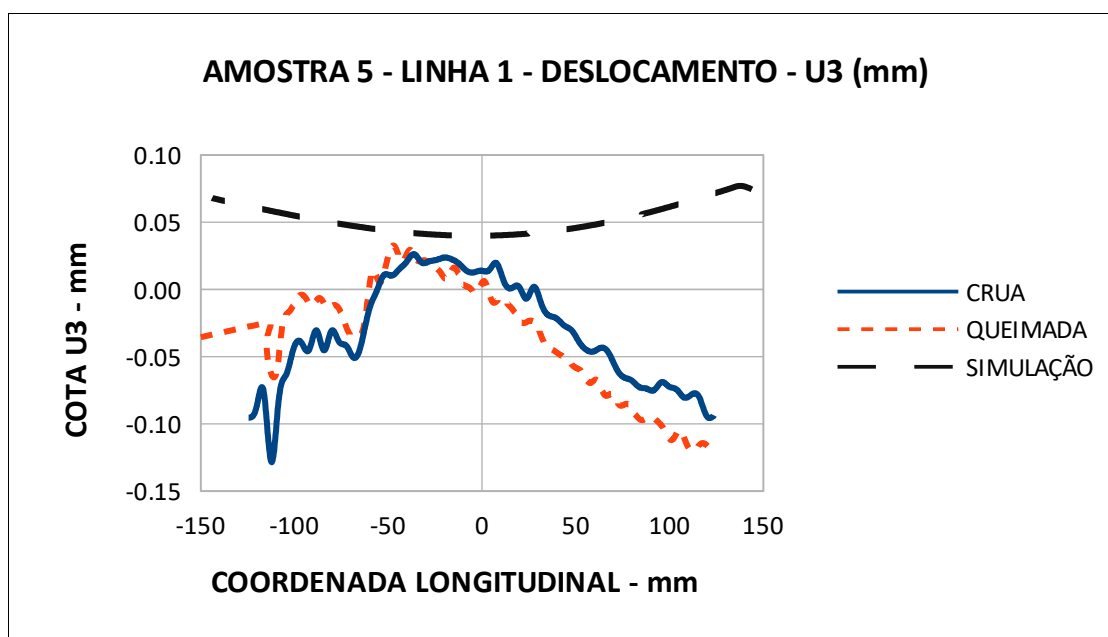
Fonte: o autor, (2018).

A máxima temperatura alcançada no bordo de saída da amostra 5 ao final da experiência foi de 364,7 °C.

5.7.2 Amostra 5: deslocamentos

A figura 51 apresenta os perfis medidos na mesa de coordenadas para o corpo de prova 5, antes e após a queima.

Figura 51: perfis do corpo de prova 5 avaliados na mesa de coordenadas.

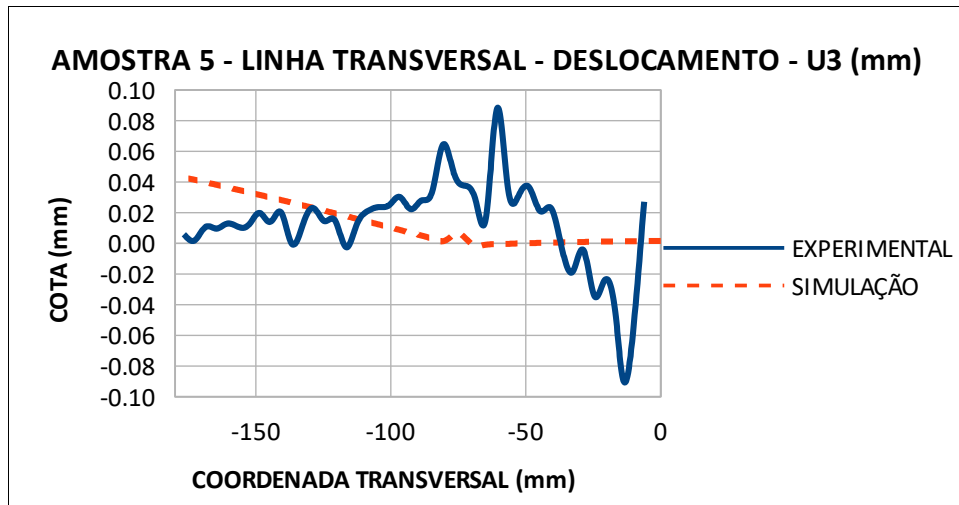


Fonte: o autor, (2018).

A figura 52 apresenta o perfil transversal do corpo de prova 5 medido na mesa de coordenadas após a queima.

Na região esquerda da figura 51, observa-se, que a configuração deformada da linha 1 neste corpo de prova ficou acima da configuração não deformada, compatível com o esperado. Por outro lado, na região direita da figura vislumbra-se um abaixamento no perfil da linha 1. As tensões internas residuais manifestaram-se com menor intensidade no perfil de linha 1 neste corpo de prova quando comparadas às amostras anteriores.

Figura 52: perfil transversal do corpo de prova 7 avaliado na mesa de coordenadas.



Fonte: o autor, (2018).

Na figura 52, observa-se praticamente a manutenção da horizontalidade no perfil transversal do corpo de prova em análise, com discreta elevação do perfil transversal deformado na porção mais ao centro da figura 52. Neste caso específico, o estado de tensões internas residuais operou de modo a resultar não um abaixamento na região central do corpo de prova, mas o seu levantamento ou subida.

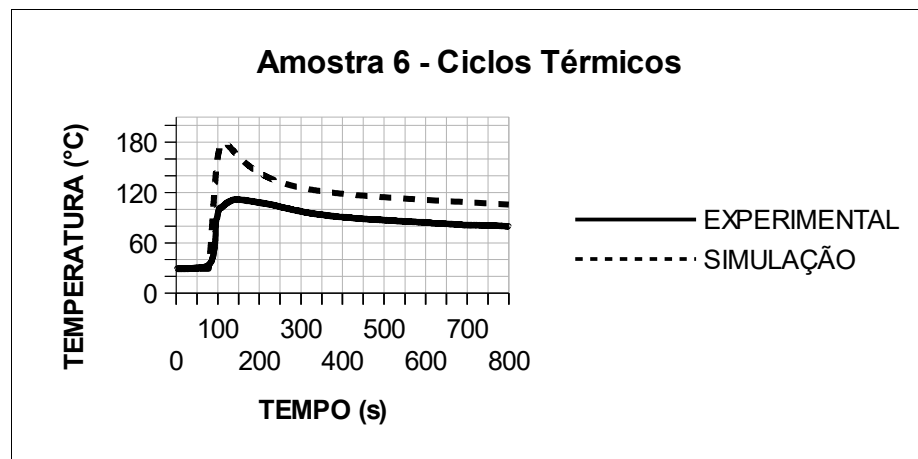
5.8 Amostra 6: experimento e simulação

Corpo de prova = Aço SAE 1020

5.8.1 Amostra 6: ciclo térmico

A figura 53 apresenta o ciclo térmico nos termopares da amostra 6.

Figura 53: Ciclos térmicos nos termopares da amostra 6.



Fonte: o autor, (2018).

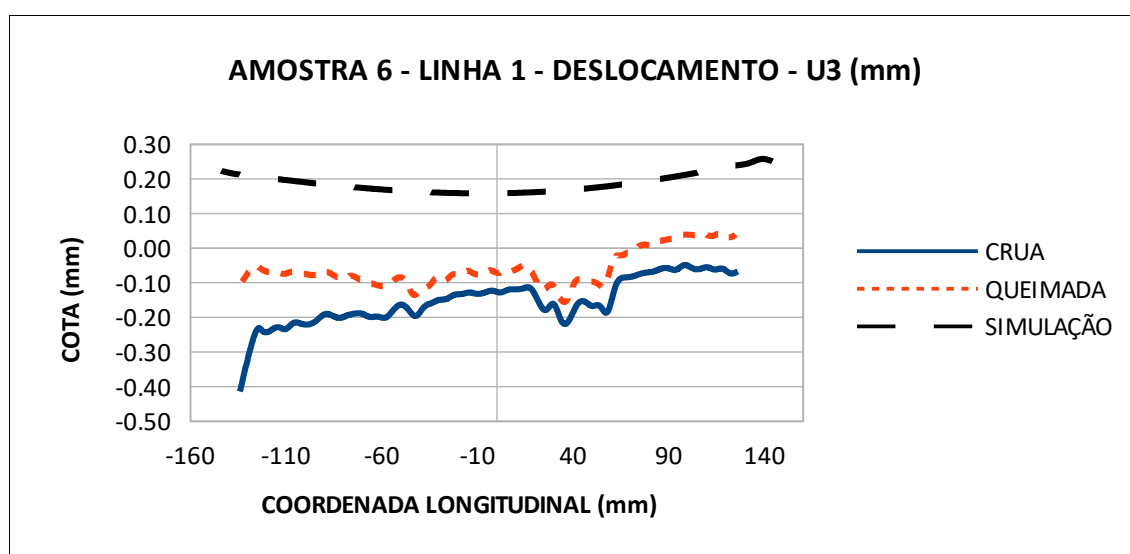
A máxima temperatura alcançada no bordo de saída da amostra 6 ao final da experiência foi de 370 °C.

No caso apresentado na figura 53, observa-se os valores de temperatura da simulação em computador superiores àqueles relativos aos dados experimentais. Para valores de tempo superiores a 350 segundos, observa-se que as linhas experimental e da simulação ficam praticamente paralelas, caracterizando o estado estacionário (regime permanente).

5.8.2 Amostra 6: deslocamentos

A figura 54 apresenta os perfis medidos na mesa de coordenadas para o corpo de prova 6, antes e após a queima.

Figura 54: perfis do corpo de prova 6 avaliados na mesa de coordenadas.



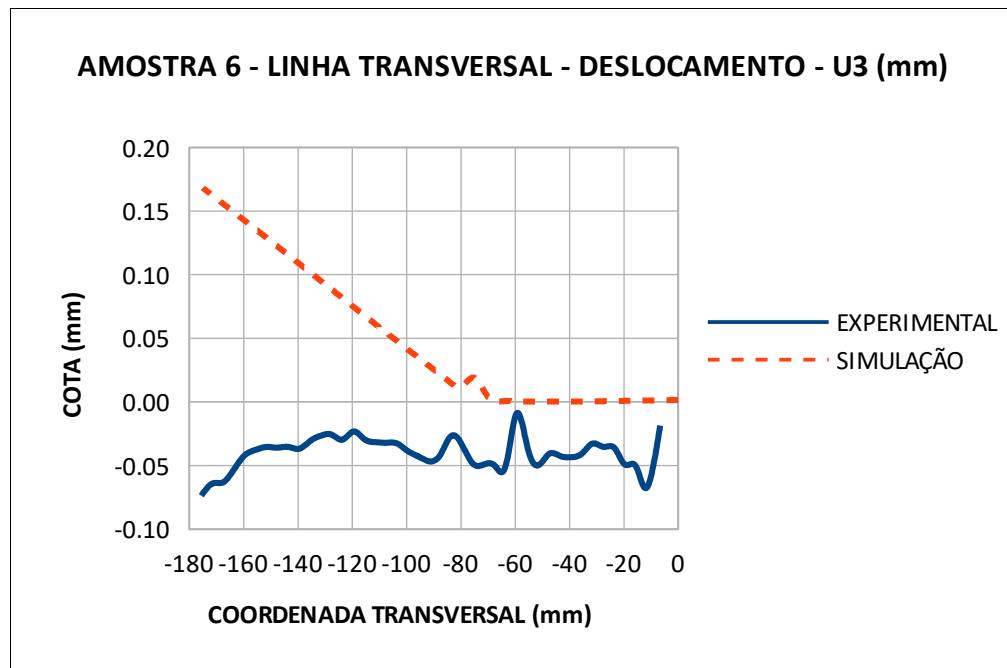
Fonte: o autor, (2018).

Na figura 54, observa-se a compatibilidade do modo de deformação observado (experimental) com respeito ao esperado: o perfil de linha 1 deste corpo de prova elevou-se após a aplicação da linha de calor em relação ao perfil antes da queima. A subida ocorre em toda a extensão do perfil da linha 1, desde a extremidade esquerda até a extremidade direita, em estreita concordância com o esperado. A amplitude de deslocamentos de linha 1 experimentais é próxima àquela dos deslocamentos simulados em computador, como apontará a média RMS (*root mean square*) avaliada mais adiante. O fato, de os dois perfis experimentais permanecerem abaixo do perfil da simulação em computador, revela a presença das tensões

internas residuais remanescentes do tratamento térmico.

A figura 55 apresenta o perfil transversal do corpo de prova 8 medido na mesa de coordenadas após a queima.

Figura 55: perfil transversal do corpo de prova 6 avaliado na mesa de coordenadas.



Fonte: o autor, (2018).

Na figura 55, evidencia-se a tênue elevação do perfil transversal do corpo de provas em análise, na região compreendida entre -100 mm e -150 mm, menor que o esperado e previsto pela simulação de computador. Já na região da figura 55, compreendida entre a origem do gráfico (0 mm) e o centro do perfil, observa-se a manutenção da horizontalidade, em estreita concordância, tanto com os dados de simulação em computador, como com o esperado teoricamente.

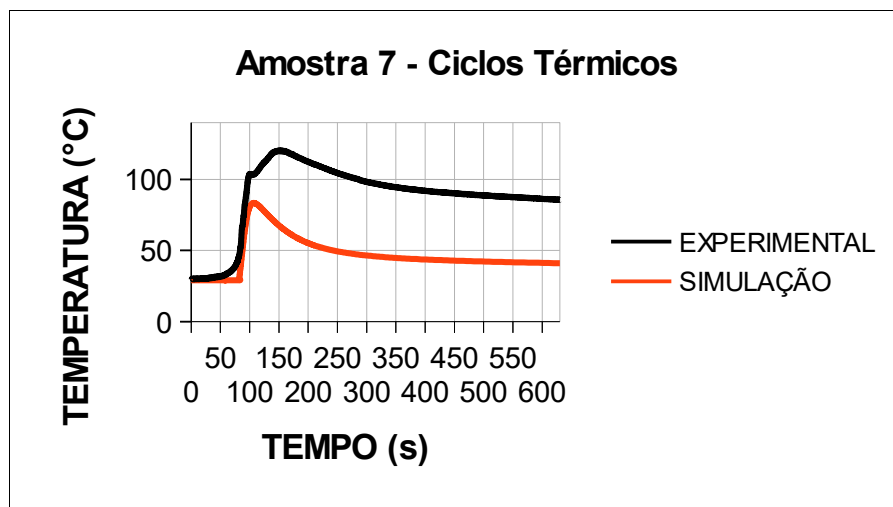
5.9 Amostra 7: experimento e simulação

Corpo de prova = Aço SAE 1020

5.9.1 Amostra 7: ciclo térmico

A figura 56 apresenta os ciclos térmicos experimental e simulado nos termopares da amostra 7.

Figura 56: Ciclos térmicos nos termopares da amostra 9.



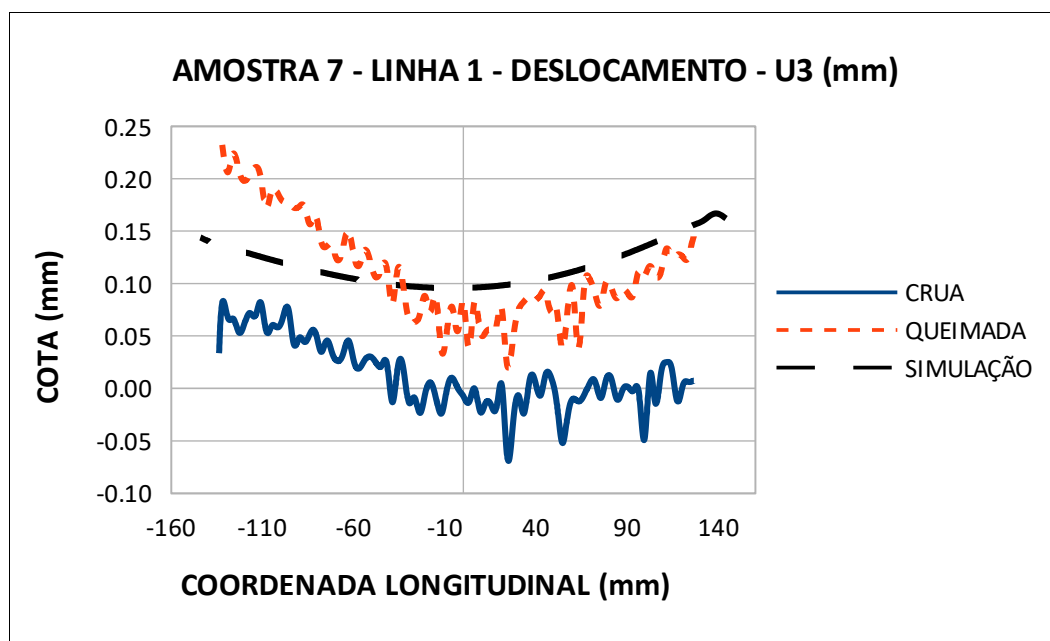
Fonte: o autor, (2018).

A máxima temperatura alcançada no bordo de saída da amostra 7 ao final da experiência foi de 248,6°C. Na figura 56, vê-se, que os dados de temperatura oriundos da simulação em computador ficaram abaixo dos valores previstos pela simulação em computador. Para valores de tempo superiores a 350 segundos, observa-se a manutenção de paralelismo entre as linhas experimental e de simulação, caracterizando o regime estacionário.

5.9.2 Amostra 7: deslocamentos

A figura 57 apresenta os perfis medidos na mesa de coordenadas para o corpo de prova 7, antes e após a queima.

Figura 57: deslocamento U3 na amostra 7.

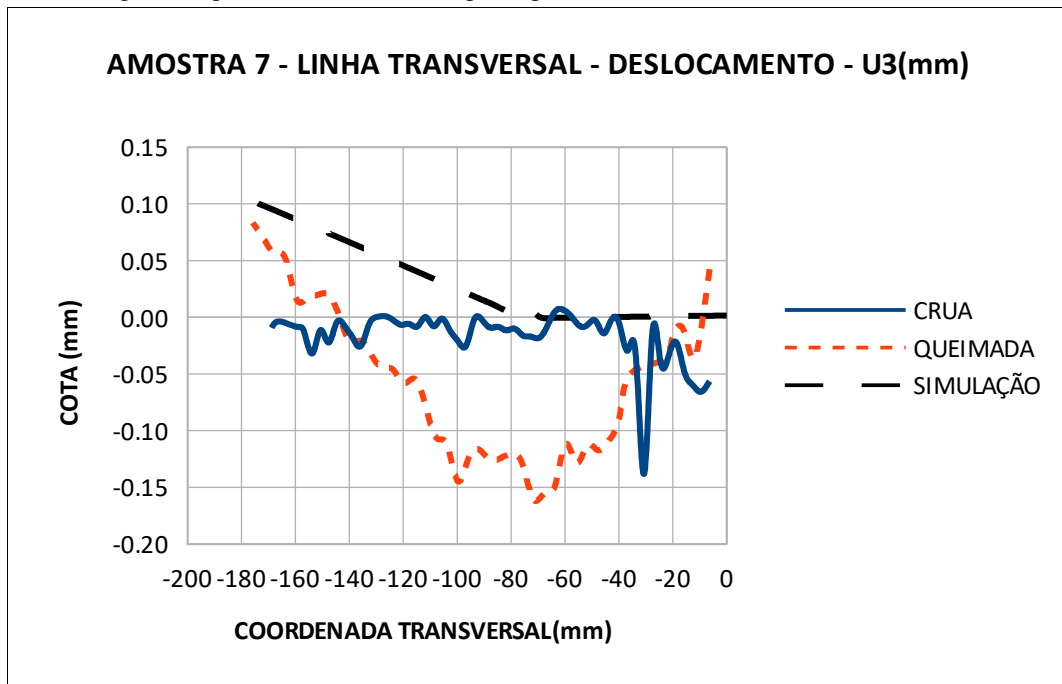


Fonte: o autor, (2018).

Na figura 57 observa-se, que o perfil de linha 1 relativo a este corpo de prova elevou-se após a aplicação da linha de calor, em concordância com o esperado. O perfil de linha 1 cru apresenta também razoável planicidade ou horizontalidade, evidenciando um bom efeito do tratamento térmico para o alívio de tensões residuais internas nesta amostra. O perfil de linha 1 após a aplicação da linha de calor apresenta estreita proximidade com o perfil representativo da simulação em computador. Os valores de deslocamentos nos perfis experimental e simulado são coerentes e consistentes.

A figura 58 apresenta o perfil transversal do corpo de prova 9 medido na mesa de coordenadas antes e após a queima.

Figura 58: perfil transversal do corpo de prova 7 avaliado na mesa de coordenadas.



Fonte: o autor, (2018).

Na figura 58 vê-se, que o perfil transversal para este corpo de prova antes da aplicação da linha de calor apresentou-se com linha de tendência, no sentido estatístico do termo, bastante próxima à horizontal, evidenciando mais uma vez que o tratamento térmico para alívio de tensões residuais internas neste corpo de prova foi efetivo. O perfil transversal após a aplicação da linha de calor, por seu turno, apresenta a mesma depressão na região próxima ao centro do espécime, tal como visto em outros corpos de prova neste trabalho.

5.10 Média rms dos desvios nos deslocamentos

A tabela 13 apresenta resumidamente a média RMS (*root mean square*) (CHAI & DRAXLER, 2014) dos desvios entre os valores de deslocamentos obtidos experimentalmente na mesa de coordenadas e os valores representativos de deslocamentos preditos pelas Simulações Computacionais.

AMOSTRA	RMS dos Desvios	
	LINHA 1	LINHA TRANSVERSAL
1	0,0436	0,1027
2	0,0809	0,2260
3	0,2469	0,2526
4	0,8628	
5	0,1023	0,2694
6	0,1602	0,2253
7	0,0425	0,1463

Tabela 13: média RMS dos desvios nos deslocamentos. O autor (2018).

As médias RMS apresentadas na Tabela 13 foram calculadas de acordo com a expressão a seguir:

$$RMS = \sqrt{\frac{(X_i - X_j)^2}{N}} \quad (39)$$

Em que o subíndice (i) refere-se aos valores obtidos experimentalmente e (j) refere-se aos valores representativos da simulação computacional. O símbolo (N) denota a quantidade comum de pontos de medição de cota, em cada conjunto de dados (experimental e representativo das simulações).

Com vistas à avaliação das médias expressas pela equação 39, os valores discretos fornecidos pelas Simulações Computacionais foram submetidos a Regressões Estatísticas Polinomiais de grau 6, com o uso do EXCEL[®]. As Funções Polinomiais representativas das Simulações foram então avaliadas nos mesmos pontos, nos quais os valores experimentais estavam disponíveis. Uma vez, que as curvas obtidas nas Simulações foram suaves, os valores de Coeficiente de Determinação Estatísticos (SPIEGEL & STEPHENS, 2008) obtidos com as Regressões Polinomiais de grau 6 ficaram sempre acima de 0,99.

Na tabela 13 vê-se, que os valores das médias RMS dos desvios nos deslocamentos dos perfis

de linha 1 experimentais em relação aos representativos das simulações ficou bem baixo, o que evidencia a grande proximidade entre os conjuntos de dados. No que concerne às médias RMS dos desvios dos deslocamentos nos perfis experimental e representativo das simulações para as linhas transversais das amostras, observa-se na tabela 13, que embora os valores sejam superiores àqueles referentes à linha 1, são também valores baixos, mostrando relativa concordância entre os conjuntos de dados comparados.

5.11 Temperatura: diferenças entre simulações e dados experimentais

A tabela 14 apresenta as diferenças entre os picos de temperatura obtidos via Simulações Computacionais e aqueles verificados experimentalmente.

AMOSTRA	CICLO TÉRMICO		
	PICO de TEMPERATURA		
	SIMULAÇÃO °C	EXPERIMENTAL °C	DIFERENÇA RELATIVA - %
1	74,33	105,4	29,47
2	81,94	156,2	47,53
3	179,16	150,6	15,94
4	103,43	211,5	51,09
5	76,54	117,2	34,68
6	179,16	112	37,48
7	83,36	120,5	30,82

Tabela 14: picos de temperaturas experimentais *versus* simulações. Fonte: o autor (2018).

Na tabela 14 vê-se, que os menores valores de diferenças relativas entre picos de temperatura nos ciclos térmicos simulados e experimentais é da ordem de 30%. Dois corpos de prova apresentam diferenças da ordem de 50% e somente um corpo de prova tem diferença relativa percentual entre picos de temperatura de cerca de 15%, o melhor dos resultados.

Estas discrepâncias refletem a influência das válvulas analógicas de controle de vazão de gases oxigênio e acetileno, desprovidas de medidor de vazão (fluxômetro). De fato, como já destacado neste trabalho, o equipamento para translação do maçarico (tartaruga) utilizado apresentava limitações ao uso em pesquisa, sendo mais largamente utilizado na rotina diária dos caldeiros em indústria metalmeccânica. Pequenas variações na abertura das válvulas analógicas causavam variações imensas nas temperaturas na superfície dos corpos de prova. O controle da neutralidade da chama oxiacetilênica também é fonte de variações nos ciclos térmicos obtidos. Houve dificuldade na regulagem eminentemente visual entre as vazões dos

dois gases, a partir do aspecto puramente qualitativo da chama ao olho nu.

O controle da velocidade de translação do carro (tartaruga) é feito mediante o emprego de potenciômetro. Aqui também houve bastante dificuldade no ajuste das velocidades deste carro, pois que pequenas rotações no potenciômetro ocasionavam grandes variações na velocidade. Além disto, a reprodutibilidade dos ajustes na velocidade do potenciômetro também apresentou sérias dificuldades, dada a natureza eminentemente analógica desta regulagem.

6 CONCLUSÕES

Os campos de deslocamentos apresentaram elevação de cota (deslocamento na direção da espessura), nas extremidades da aresta oposta ao furo de fixação das amostras, para todas as simulações das amostras, tanto em aço SAE 1020 como em aço ASTM A131 grau AH36.

Uma tênue depressão (diminuição de cota na direção da espessura) também foi evidenciada nos campos de deslocamentos nas simulações de todas as amostras.

Nos experimentos, algumas amostras seguiram o padrão previsto pelas simulações de computador para os campos de deslocamentos, como descrito nos parágrafos anteriores. Outras porém desviaram-se deste padrão de simulação de computador e exibiram um abaixamento de cota na aresta oposta ao furo de fixação das chapas.

O tratamento térmico de alívio de tensões internas residuais mostrou-se efetivo no caso das amostras em aço AH36, tanto no sentido de propiciar uma superfície inicial a mais plana possível, como no sentido da obtenção de perfis de linhas de referência medidos após a aplicação da linha de calor bem próximos aos perfis verificados antes da aplicação da linha de calor. Em algumas amostras em aço SAE 1020 os benefícios do tratamento térmico também se fizeram presentes.

Nos casos, em que os desvios entre os perfis de linhas de referência foram maiores, observou-se a manutenção de tensões internas residuais não eliminadas pelo tratamento térmico. Estas tensões remanescentes foram responsáveis por desvios entre as medições de deslocamentos experimentais e os valores de deslocamentos representativos das simulações por computador.

As curvas obtidas para os deslocamentos na direção da espessura para os perfis de referência das amostras por simulação de computador mostraram-se como curvas suaves, no sentido geométrico do termo. Isto propiciou uma representação adequada dos pontos discretos obtidos pela simulação no método dos elementos finitos via Regressão Estatística Polinomial de grau 6, com coeficiente de determinação sempre superior a 0,99 para as simulações de todas as amostras.

Os desvios entre os deslocamentos experimentais e os obtidos por simulação de computador foram medidos através da média RMS (*root mean square*). Os referidos desvios demonstraram-se bastante pequenos, corroborando uma relativa proximidade entre os perfis

de deslocamento experimentais e aqueles obtidos via simulação de computador. Os maiores desvios RMS de deslocamento verificaram-se na linha transversal de referência das amostras e foram devidos à existência de tensões internas residuais não eliminadas no tratamento térmico de alívio de tensões.

Os picos de temperatura para os ciclos térmicos experimentais e os obtidos por simulação de computador apresentaram diferenças relativas percentuais que variaram desde cerca de 15%, passando por 30% e chegando até a 50%. Estas variações deveram-se sobretudo às limitações do equipamento empregado no trabalho. A regulação analógica das válvulas de vazão de gases oxigênio e acetileno e a regulação analógica do potenciômetro de velocidade do carro de translação do maçarico oxigás não permitiram a reprodutibilidade das condições experimentais. Pequenas variações na rotação das válvulas ou do potenciômetro causavam grandes variações nas variações de saída (temperatura, no caso das válvulas ou velocidade, no caso do potenciômetro). O estabelecimento e manutenção de chama neutra também era eminentemente visual e pequenas variações nesta neutralidade causavam grandes variações nas temperaturas obtidas.

A metodologia apresentada mostrou-se efetiva no sentido de estabelecer que velocidade e que magnitude de fluxo térmico (potência térmica) devem ser aplicados com vistas à obtenção de uma determinada distribuição de deformações plásticas na placa em aço, sabendo-se que a trajetória da fonte térmica é retilínea.

O trabalho resultou em um artigo que está em processo de submissão à revista *International Journal of Engineering Science*.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Simulação de linhas de calor com resfriamento ao ar, em múltiplos passes;
- Simulação de linhas de calor para chapas com estado inicial de tensões dado por um campo pre-definido;
- Simulação de linhas de calor com resfriamento por jato de água, via correlações de Grupos Adimensionais (um passe e múltiplos passes).

REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS (ASTM). **Standard A 131 / A 131M – 07. Standard Specification for Structural Steel for Ships**. West Conshohocken: ASTM International, 2007.

APOSTOL, T.M.. **Calculus Vol.II: Multi Variable Calculus and Linear Algebra, with Applications to differential Equations and Probability**. Second edition, John Wiley and Sons, 1969.

ASARO, R.J.; LUBARDA, V.A.. **Mechanics of Solids and Materials**. Cambridge: Cambridge University Press, 2006.

BHADESHIA, H.. **Martensite and Bainite in Steels : Transformation Mechanism & Mechanical Properties**. Journal de Physique IV, 07 (C5), pp.C5-367-C5-376,1997.

BISWAS, P.; MANDAL, N.R.; SHA, O.P. **Three-Dimensional Finite Element Prediction of Transient Thermal History and Residual Deformation Due to Line Heating**. Journal of Engineering for the Maritime Environment, Part M, Vol. 221, 2006 .

CHAI, T.; DRAXLER, R.R.. **Root mean square error (RMSE) or mean absolute error (MAE)? – Arguments against avoiding RMSE in the literature**. Geosci. Model Dev., 7, 1247–1250, 2014.

CHAMPLIAUD, H.; FENG, Z.; VAN LÊ, N.; GHOLIPOUR, J.. **Line Heating Forming: Methodology and Application Using Kriging and Fifth Order Spline Formulations**. World Academy of Science, Engineering and Technology Aerospace and Mechanical Engineering, Vol:2, No:9, 2015.

CHAND, R.R.; KIM, I.S.; LEE, J.P.; KIM, Y.S.; KIM, D.G.. **Numerical and experiment study of residual stress and strain in multi-pass GMA welding**. Journal of achievements in materials and manufacturing engineering, vol. 57, issue 1, March, 2013.

CHEN, BAI-QIAO. **Prediction of Heating Induced Temperature Fields and Distortions in Steel Plates**. 2011. MSc Thesis, Instituto Superior Técnico – Universidade Técnica de Lisboa, 2011.

CHIRILLO, L. D.. **Line Heating – National shipbuilding research program**. 1982

CLAUSEN, H. B.. **Plate forming by line heating**. 2000. PhD Thesis, Technical University of Denmark, 2000.

CULHA, O.. **Finite Element Modelling Of Submerged Arc Welding Process For A Symmetric T-Beam**. Materials and technology 48, 2, 243–248, 2014.

DANIS, P. Y. **Étude de la soudabilité d'un superalliage base nickel fortement chargé en éléments durcissants titane et aluminium: l'inconel 738**. 2008. These L'Université

Bordeaux 1 França, 2008. 193p.

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP.. **Abaqus 6.12:** Getting Started with Abaqus – Interactive edition. Providence, DASSAULT SYSTÈMES, 2012a.

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP.. **Abaqus 6.12:** Theory Manual. Providence, DASSAULT SYSTÈMES, 2012b.

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP.. **Abaqus 6.12:** User Subroutines Reference Manual. Providence, DASSAULT SYSTÈMES, 2012c.

DEARDEN; G.; EDWARDSON, S.P.. **Laser Assisted Forming for Ship Building**. SAIL, Williamsburg VA. June 2-4, 2003.

DOERING, C. R.; GIBSON, J.D.. **Applied Analysis of the Navier-Stokes Equations**. New York , Cambridge University Press, 1995.

EAGAR, T.W.; TSAI, N.S.. **Temperature fields produced by travelling distributed heat sources**. Welding Journal, p. 346s-355s, 1983.

FERRO, P.. The use of Matlab in advanced design of bonded and welded joints. In: MICHALOWSKY, T.. **Applications of Matlab in Science and Engineering**. Rijeka, InTech, 2011. p. 387-408.

FONSECA, M.M.. **Arte Naval**. 7ª edição, Rio de Janeiro, Serviço de documentação da Marinha, 2005.

GHOSH, A.. **Analytical Modeling of Moving Heat Source for GMAW**. International Journal of Mechanical Engineering and Research, ISSN No. 2249-0019, Volume 3, Number 4, pp. 335-344, 2013.

GOLDAK, J.A.; AKHLAGHI, M.. **Computational Welding Mechanics**. New York: Springer, 2005. 322 p., Hardcover.

GUIMARÃES, P. B.. **Estudo do campo de temperatura obtido numericamente para posterior determinação das tensões residuais numa junta soldada de aço astm AH36**. 2010. Tese de Doutorado, UFPE, Recife, 2010.

HAUKE, G.. **An introduction to fluid mechanics and transport phenomena**. New York: Springer, 2011.

INCROPERA, F.P.; DEWITT, D.P.; BERGMAN, T.L.; LAVINE, A.S.. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. 7th edition , John Wiley and Sons Inc., 2011.

ISHIYAMA, M.; TANGO, Y.. **Advanced Line-Heating Process for Hull-Steel Assembly**. Journal of Ship Production, vol. 16, no. 2, pp. 121-132 , May 2000.

JANG, C.D.; SEO, S. II; KO, D.E.. **A Study on the Prediction of Deformations of Plates**

due to Line Heating using a Simplified Thermal Elasto-Plastic Analysis. Journal of Ship Production, vol. 13, n° 1, pgs. 22-27, 1997.

JEYAKUMAR ,M; CHRISTOPHER , T.; NARAYANAN , R.; RAO, B.N.. **Residual Stress Evaluation in Butt-welded IN718 Plates.** Canadian journal of basic and applied sciences, vol.1, September, issue 02, p. 88-99, 2013.

KERROUAULT. **Fissuration à Chaud en Soudage d'un acier inoxydable austénitique.** 2000. PhD Thesis, Centrale Paris, 2000.

KREITH, F.; MANGLIK, R.M.; BOHN, M.S.. **Principles of Heat Transfer.** 7th edition, Cengage Learning Inc., 2011.

LIENHARD IV, J.H.; LIENHARD V, J.H.. **A Heat Transfer Textbook.** Cambridge: Phlogiston Press, 2017.

LIMA, P.C.de. **Cálculo de várias Variáveis.** Belo Horizonte: Editora UFMG, 2009.

LINDSTRÖM, P.. **Improved CWM platform for modelling welding procedures and their effects on structural behaviour.** 2015. PhD Thesis, Production Technology, University West, Trollhättan, Sweden, 2015.

MARQUES, P.V; MODENESI, P.J.; BRACARENSE, A.Q.. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia.** 3ª edição atualizada. Belo Horizonte: Editora UFMG, 2011.

MASUBUCHI, A.. **Analysis of Welded Structures.** Oxford: Pergamon Press, 1980.

MATEUS, L.M.C.. **Linhas e superfícies – Texto de apoio à disciplina Modelação Geométrica.** Lisboa: Universidade de Lisboa, Faculdade de Arquitectura, 2013.

MESSLER, R. W. JR.. **Principles of Welding: Processes, Physics, Chemistry and Metallurgy.** Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KgaA, 2004.

NIST, NATIONAL INSTITUTE OF STANDARDS AND TECHNOLOGY. **Temperature-dependent Material Modeling for Structural Steels: Formulation and Application – Technical Note 1907.** U.S. Department of Commerce, 2016, 125 p..

NGUYEN, N.T.; OHTA, A.; MATSUOKA, K.; SUZUKI, N.; MAEDA, Y.. **Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources.** Welding Journal, p. 265s-274s, 1999.

NUNES, JR., A.C.. **An extended Rosenthal Weld Model: a moving heat source weld model can be extended to include effects of phase changes and circulations in the weld pool.** NASA's Marshall Space Flight Center - Welding Research Supplement, 1983.

PATEL, B.G.. **Thermo-elasto-plastic finite element formulation of deformations and residual stresses due to welds.** PhD Thesis, Carleton University, Ottawa, 1985. Supervisor – John A. Goldak.

PAZOOKI, A.M.A.. **Distortion Control during Welding**. PhD thesis of Delft University of Technology, 2014.

PEREIRA, E. F.. **Estudo da conformação de chapas navais por linhas de calor utilizando a teoria simplificada termo-elástico-plástica**. Dissertação de Mestrado, UFPE, 2012.

ROSENTHAL, D.. **Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting**. Weld. J. vol. 20, p. 220–234, 1941.

ROSENTHAL, D.. **The theory of moving sources of heat and its applications to metal treatments**. Transactions of the ASME vol. 68, p. 849–866, 1946

RYU, C.; KIM, K.S.. **Advanced and automatic determination of initial configuration of curved shell plates for flame bending**. Journal of materials processing technology, 203 p. 232–240, 2015

SADD, M.H.. **Elasticity: Theory, Applications, and Numerics**. Oxford: Elsevier, Butterworth-Heinemann, 2005.

SEVERINO JR., P.. **Simulação de Escoamentos quase Incompressíveis no Pressurizador do Reator IRIS via Método dos Elementos Finitos**. Dissertação de Mestrado. UFPE, Departamento de Energia Nuclear (DEN), 2007.

SPIEGEL, M.R.; STEPHENS, L.J.. **Schaum's outline of Theory and Problems of Statistics**. 4th edition. New York: McGraw-Hill, 2008.

STEWART, J.. **Multivariable Calculus**. New York: Thomson, 2008.

TANGO, Y.; ISHIYAMA, M.; SUZUKI, H.. **“IHIMU- α ” A Fully Automated Steel Plate Bending System for Shipbuilding**. IHI Engineering Review, vol.44, No.1, 2011

THERMOFISHER SCIENTIFIC. **DT 80 Range User's Manual**. Sidney: Thermo fisher Scientific Australia Pty Ltd, 2013.

TIMOSHENKO, S.; GOODIER, J.N.. **Theory of Elasticity**. California: McGraw-Hill Book Company Inc., 1951.

TSIRKAS, S. A.; PAPANIKOS, P.; KERMANIDIS, T. H. **Numerical Simulation of the Laser Welding Process in butt-joint specimens**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 134. pp. 59–69, 2003.

TUPPER, E.C.. **Introduction to Naval Architecture**. 4th edition. Oxford: Elsevier-Butterworth-Heinemann, 2004.

VEGA, A.; SHERIF, R.; HISASHI, S.; HIDEKAZU, M.. **Influential Factors Affecting Inherent Deformation During Plate Forming by Line Heating (Report 1)—The Effect of Plate Size and Edge Effect**. Transactions of JWRI, Vol.36, No.1, 2007.

VEGA, A.; TANGO, Y.; ISHIYAMA, M.; RASHED, S.; MURAKAWA, H.. **Influential Factors Affecting Inherent Deformation During Plate Forming by Line Heating (Report 4)—The Effect of Material Properties.** International Journal of Offshore and Polar Engineering (ISSN 1053-5381). Copyright © by The International Society of Offshore and Polar Engineers Vol. 21, No. 1, pp. 75–80, March 2011.

VEGA, A.; RASHED, S.; TANGO, Y.; ISHIYAMA, M.; MURAKAWA, H.. **Analysis and Prediction of Multi-Heating Lines Effect on Plate Forming by Line Heating.** CMES, vol.28, no.1, pp.1-14, 2008.

WHITE, F.M.. **Fluid Mechanics.** 7th edition. New York: McGraw-Hill, 2011.