

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Dissertação de Mestrado

**“ANÁLISE TERMOESTRUTURAL DO DESENCURVAMENTO  
DE PLACAS NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO”**

Autor: Rafael Fernandes Reis

Orientador: Professor Roberto Parreiras Tavares

Março - 2019

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Rafael Fernandes Reis

**“ANÁLISE TERMOESTRUTURAL DO DESENCURVAMENTO  
DE PLACAS NO LINGOTAMENTO CONTÍNUO”**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais

Área de concentração: Metalurgia Extrativa

Orientador: Professor Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2019

R375a	<p>Reis, Rafael Fernandes. Análise termoestrutural do desencurvamento de placas no lingotamento contínuo [manuscrito] / Rafael Fernandes Reis. – 2019. xv, 105 f., enc.: il.</p> <p>Orientador: Roberto Parreiras Tavares.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Anexos: f. 103-105.</p> <p>Bibliografia: f. 99-102.</p> <p>1. Engenharia metalúrgica - Teses. 2. Metalurgia extrativa - Teses. 3. Fundição contínua - Teses. 4. Modelagem matemática - Teses. I. Tavares, Roberto Parreiras. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.</p> <p>CDU: 669(043)</p>
-------	--

## AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais por acreditarem na minha pessoa mesmo nos momentos mais difíceis e, finalmente, na prosperidade.

À Natália minha esposa pelo carinho, paciência e momentos de longas noites e estresse.

Agradeço a USIMINAS pela oportunidade de avançar no conhecimento por meio deste projeto de mestrado. Agradeço da mesma forma ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas.

Agradeço ao Professor Parreiras pela orientação e ensinamentos que muito contribuíram em minha formação profissional e execução deste trabalho.

Agradeço aos colegas de Centro de Pesquisa da Usiminas, ao Túlio Fuzessy nas inúmeras discussões relativas aos modelos de propriedades dos aços, ao Leonardo José pelos ensaios de ductilidade a quente e discussões, ao Leonardo Camilo nas trocas de ideia de modelagem, ao Edilson Ribeiro pela contribuição na construção dos modelos e ao Werner Aredes pelas conversas relativas à confecção do artigo e a todos os colegas de Usiminas.

Ao Sérgio Costa pela participação na banca de proposta e dissertação com suas sugestões.

Ao Roberto Silva da ESSS que indicou os primeiros passos na modelagem no ANSYS *Structural*.

## SUMÁRIO

	Página
<b>LISTA DE FIGURAS</b> .....	vi
<b>LISTA DE TABELAS</b> .....	xi
<b>NOMENCLATURA</b> .....	xii
<b>RESUMO</b> .....	xiii
<b>ABSTRACT</b> .....	xv
1 INTRODUÇÃO .....	1
2 OBJETIVOS .....	3
2.1 OBJETIVO GERAL .....	3
2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS .....	3
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	4
3.1 COMPORTAMENTO E PROPRIEDADES TERMOMECÂNICAS DO AÇO .....	4
3.1.1 Propriedades de tração .....	4
3.1.2 Plasticidade .....	8
3.1.3 Fluência .....	9
3.1.4 Modelo de Anand .....	15
3.2 SOLICITAÇÕES MECÂNICAS NO VEIO DE LINGOTAMENTO CONTÍNUO .....	18
3.3 MODELOS DE TENSÕES E DEFORMAÇÕES .....	22
3.3.1 Modelos analíticos e empíricos .....	25
3.3.2 Modelos matemáticos .....	29
3.4 EFEITO DO DESALINHAMENTO DE ROLO .....	40
4 METODOLOGIA .....	46
4.1 ENSAIO DE TRAÇÃO A QUENTE .....	46
4.1.1 Tração a quente na Gleeble® .....	47
4.1.2 Determinação do comprimento útil do corpo de prova .....	49

4.1.3	Condições dos ensaios de tração a quente.....	50
4.2	OBTENÇÃO DAS CONSTANTES DO MODELO DE ANAND.....	52
4.3	MODELAGEM VIA ANSYS WORKBENCH.....	54
4.3.1	Configuração das propriedades do material .....	55
4.3.2	Construção do modelo .....	60
4.3.3	Divisão dos elementos finitos .....	63
4.3.4	Simulação térmica.....	65
4.3.5	Simulação estrutural.....	68
4.4	VARIÁVEIS ESTUDADAS NO PROJETO.....	74
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO .....	76
5.1	PROPRIEDADES MECÂNICAS DO AÇO EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA .....	76
5.2	AJUSTE DAS CONSTANTES DO MODELO DE ANAND.....	80
5.3	SIMULAÇÃO MATEMÁTICA DO DESENCURVAMENTO VIA ANSYS .....	83
5.3.1	Comparação do modelo de Anand ao viscoplástico.....	84
5.3.2	Efeito das variáveis do processo na tensão .....	87
5.3.3	Efeito das variáveis do processo na deformação.....	89
5.3.4	Efeito do desalinhamento de rolo nas tensões e deformações.....	91
6	CONCLUSÕES.....	96
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	98
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	99
	APÊNDICE I.....	103

## LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 - Efeito da temperatura no módulo de Young. Fonte: Elaboração própria. ....	5
Figura 3.2 - Efeito da temperatura no módulo de Young com escala reduzida. Fonte: Elaboração própria. ....	6
Figura 3.3 - Efeito da temperatura no limite de escoamento. Fonte: Elaboração própria. ....	7
Figura 3.4 - Efeito da temperatura nos coeficientes de expansão e Poisson (Hadala <i>et alii</i> , 2011). ....	8
Figura 3.5 – Curva tensão versus deformação (Pascon, 2002). ....	9
Figura 3.6 - Efeito do tempo na deformação por fluência (Santos, 1991). ....	10
Figura 3.7 - Efeito dos diferentes modelos de fluência no abaulamento (Ha <i>et alii</i> , 2001). ....	13
Figura 3.8 - Efeito da temperatura (a) e da taxa de deformação (b) na curva tensão versus deformação (Kozlowski <i>et alii</i> , 1992). ....	14
Figura 3.9 – Comparação de modelos com de dados experimentais para diferentes taxas de deformação (Huespe, 2000). ....	16
Figura 3.10 - Desenho esquemático da máquina de lingotamento contínuo. ....	19
Figura 3.11 - Desenho esquemático da máquina de lingotamento contínuo e diagramas das solicitações (Reynolds, 2003). ....	21
Figura 3.12 - Comparação dos diferentes métodos e solicitações envolvidas no dobramento e desdobramento de placas (Reynolds, 2003). ....	22
Figura 3.13 - Malha de elementos finitos triangulares e aplicação da pressão ferrostática (Barber <i>et alii</i> , 1985). ....	23
Figura 3.14 - Malha de elementos finitos para simulação do abaulamento (Ha <i>et alii</i> , 2001). ....	24
Figura 3.15 - Desenho esquemático do modelo de elementos finitos de abaulamento 3D (a) e 2D (b) (Qin <i>et alii</i> , 2014). ....	25
Figura 3.16 - Desenho esquemático do abaulamento da pele em solidificação (Reynolds <i>et alii</i> , 2003). .	25
Figura 3.17 - Desenho esquemático do abaulamento de placas com (a) e sem (b) força de cisalhamento (Pascon, 2000). ....	27
Figura 3.18 - Resultado comparativo de previsão de abaulamento com pressão ferrostática com duas (a) e quatro (b) arestas fixas (Pascon, 2000). ....	28
Figura 3.19 - Efeito do tipo de modelo no abaulamento entre rolos (Qin <i>et alii</i> , 2014). ....	30
Figura 3.20 - Efeito do tipo de modelo na deformação [%] por abaulamento (Okamura, 1989). ....	30
Figura 3.21 - Efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento (Andrade, 1988). ....	31

Figura 3.22 - Avaliação do abaulamento entre rolos (Santos, 1991). .....	32
Figura 3.23 - Efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento por face (Triolet 2005). .....	32
Figura 3.24 - Efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento (Ha <i>et alii</i> , 2001). .....	33
Figura 3.25 - Efeito da distância entre rolos no abaulamento (Andrade, 1988). .....	33
Figura 3.26 - Desenho esquemático do aparato de medição do abaulamento de placas (Saeki, 1984). .....	34
Figura 3.27 - Abaulamento na face inferior e valores calculado e medido (Barber <i>et alii</i> , 1985). .....	34
Figura 3.28 - Abaulamento calculado para a face superior da placa (Barber <i>et alii</i> , 1985). .....	35
Figura 3.29 - Influência do abaulamento na linha de segregação (Kajitani <i>et alii</i> , 2001). .....	35
Figura 3.30 - Influência da largura de placa no abaulamento (Santos, 1991). .....	36
Figura 3.31 - Seção longitudinal do veio com abaulamento mostrando as solicitações de tração e compressão (Triolet <i>et alii</i> , 2005). .....	36
Figura 3.32 - Tensões longitudinal e transversal calculadas em função da espessura no contato entre rolos e na superfície livre (Triolet <i>et alii</i> , 2005). .....	37
Figura 3.33 - Efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento (Triolet, 2005). .....	38
Figura 3.34 - Malha e campo de pressão da placa em solidificação (Bellet <i>et alii</i> , 2004). .....	39
Figura 3.35 – Campo de tensões via ANSYS LS-Dyna antes (a) e após (b) as modificações no plano de resfriamento (Wang <i>et alii</i> , 2011). .....	39
Figura 3.36 – Campo de tensões (a), deformação por fluência (b) e seção da placa produzida. (Schiefermüller <i>et alii</i> , 2011). .....	40
Figura 3.37 - Desenho esquemático do desalinhamento de rolo da máquina de lingotamento contínuo (Reynolds <i>et alii</i> , 2003). .....	41
Figura 3.38 - Desenho esquemático da máquina de lingotamento contínuo e diagramas das solicitações (Reynolds, 2003). .....	42
Figura 3.39 - Diagrama da deformação em função da distância do menisco (Reynoldset <i>alii</i> , 2003). .....	43
Figura 3.40 - Efeito do desalinhamento de rolos no abaulamento para diferentes intensidades de resfriamento secundário (Lin e Thomas, 2004). .....	44
Figura 3.41 - Efeito do desalinhamento de rolos no abaulamento para diferentes posições na máquina (Lin e Thomas, 2004). .....	45
Figura 4.1–Fluxograma de atividades do projeto. ....	46
Figura 4.2–Dimensões dos corpos de prova. ....	47
Figura 4.3–Equipamento de ensaios termomecânicos - Gleeble. ....	48



Figura 4.4–Detalhamento da região onde o corpo de prova é ensaiado na Gleeble. ....	49
Figura 4.5–Corpos de prova ensaiados na Gleeble com e sem tração. ....	49
Figura 4.6–Diferença da temperatura em relação ao centro do CP em função da posição. ....	50
Figura 4.7–Ciclos térmicos utilizados para realização dos ensaios de tração a quente. ....	51
Figura 4.8 – Exemplo de tela de ajuste de regressão múltipla do <i>software</i> Origin 7.5. ....	53
Figura 4.9 - Fluxograma de sequenciamento das simulações no ANSYS <i>Workbench</i> . ....	54
Figura 4.10 - Tela de entrada das propriedades do material no ANSYS com destaque nos campos das constantes do modelo de Anand. ....	56
Figura 4.11 – Detalhe dos campos de entrada das constantes do modelo de Anand no ANSYS. ....	57
Figura 4.12 - Tela de entrada das propriedades do material no ANSYS com detalhamento para entrada da plasticidade em formato multilinear. ....	58
Figura 4.13 - Tela de entrada das propriedades do material no ANSYS com detalhamento para entrada da fluência com formato <i>time hardening</i> . ....	59
Figura 4.14 - Vista lateral da máquina de lingotamento contínuo. ....	60
Figura 4.15 – Detalhamento da região de descurvamento na vista lateral da máquina de lingotamento contínuo. ....	61
Figura 4.16 - Desenho da região de descurvamento. ....	61
Figura 4.17 – <i>Lay-out</i> dos rolos na região compreendida pelas simulações. ....	62
Figura 4.18 – Desenho 3D da região de descurvamento com os rolos como superfície. ....	63
Figura 4.19 – Malha proposta da região de descurvamento com os rolos como superfície. ....	64
Figura 4.20 – Definições do tamanho dos elementos de acordo com o tipo de geometria: (a) placa e (b) rolos. ....	64
Figura 4.21 – Medições da temperatura ao longo da largura da placa na região de descurvamento. ....	66
Figura 4.22 – Condições de contorno da temperatura aplicadas na região de descurvamento. ....	66
Figura 4.23 – Perfis de temperatura 3D (a) e na seção 2D (b) obtidos na região de descurvamento. ....	67
Figura 4.24 – Sequência de atividades associadas a execução de simulações no ANSYS <i>Mechanical – Transient Structural</i> . ....	68
Figura 4.25 – Etapa de configuração da geometria no ANSYS® <i>Mechanical</i> . ....	69
Figura 4.26 – Detalhamento da formulação dos contatos no ANSYS <i>Mechanical</i> para o rolo 48 A. ....	70
Figura 4.27 – Detalhamento de configuração da <i>joint</i> no ANSYS <i>Mechanical</i> para o rolo 48A. ....	71

Figura 4.28 – Detalhamento da configuração da análise transiente no ANSYS <i>Mechanical</i> . .....	72
Figura 4.29 – Condições de contorno mecânicas aplicadas no domínio (a) vista isométrica e (b) lateral. 73	73
Figura 4.30 – Detalhamento das condições de contorno para a pressão ferrostática. ....	74
Figura 4.31 - Diagrama de experimentos. ....	75
Figura 4.32 – Desenho 3D do modelo com desalinhamento de rolos de 1 mm. ....	75
Figura 5.1 – Módulo de Young em função da temperatura. ....	76
Figura 5.2 – Gráfico comparativo do Módulo de Young experimental em função da temperatura com a literatura. ....	77
Figura 5.3 – Limite de escoamento em função da temperatura. ....	78
Figura 5.4 – Gráfico comparativo do limite de escoamento experimental em função da temperatura com a literatura consultada. ....	78
Figura 5.5 – Limite de resistência em função da temperatura. ....	79
Figura 5.6 – Curvas tensão verdadeira versus deformação plástica para as diferentes temperaturas. ....	80
Figura 5.7 – Ajuste da constante pré-exponencial ( $\xi$ ) no gráfico do limite de resistência em função da temperatura. ....	81
Figura 5.8 – Ajuste da constante da deformação interna ( $s_0$ ) no gráfico do limite de escoamento em função da temperatura. ....	82
Figura 5.9 – Curva tensão versus deformação experimental, ajustada e de literatura na temperatura de 1000°C. ....	83
Figura 5.10 – Contorno de tensões para (a) o modelo de Anand e (b) viscoplástico. ....	84
Figura 5.11 – Contorno de deformação total (a) modelo de Anand e (b) visco-plástico. ....	85
Figura 5.12 – Contorno de deformação plástica (a) modelo de Anand, de fluência (b) e plástica (c) no viscoplástico. ....	86
Figura 5.13 – Efeito da largura de placa e da velocidade de lingotamento nos contornos de tensão [MPa]. ....	88
Figura 5.14 –Efeito da largura de placa e da velocidade de lingotamento nos contornos de deformação total. ....	90
Figura 5.15 –Contornos de tensão para a condição alinhada (a) e desalinhado de 1 mm (b). ....	91
Figura 5.16 –Contornos de deformação total para a condição alinhada (a) e desalinhado de 1 mm (b). ...	92
Figura 5.17 –Contornos de deformação por fluência para a condição alinhada (a) e desalinhado de 1 mm (b). ....	93

Figura 5.18 – Contornos de deformação plástica para a condição alinhada (a) e desalinhado de 1 mm (b). .....	94
Figura 5.19 – Gráfico comparativo do efeito do desalinhamento de rolos na deformação da pele.....	95
Figura A.1 – Efeito do número de elementos na tensão máxima.....	104
Figura A.2 – Efeito do número de elementos na deformação total máxima.....	104
Figura A.3 – Efeito do número de elementos na deformação térmica e por fluência máximas.....	105

**LISTA DE TABELAS**

Tabela III.1 – Propriedades termomecânicas para altas temperaturas (Ha <i>et alii</i> , 2001). .....	4
Tabela III.2 – Coletânea de modelos e constantes para representar a fluência. ....	11
Tabela III.3 – Constantes de fluência primária para equação do tipo Norton (Palmaers, 1978). ....	14
Tabela III.4 – Constantes de fluência secundária para equação do tipo <i>time hardening</i> (Palmaers, 1978).15	
Tabela III.5 – Coletânea de parâmetros do modelo de Anand obtidos em literatura. ....	18
Tabela IV.1 – Composição química do aço. ....	47
Tabela IV.2 – Parâmetros de referência das condições de resfriamento por região. ....	51
Tabela IV.3 – Parâmetros para o cálculo da taxa de deformação. ....	52
Tabela V.1 –Constantes utilizadas nas simulações do modelo de Anand. ....	82
Tabela A.1 – Informações produzidas nos testes de independência de malha. ....	103

## NOMENCLATURA

Símbolo	Descrição	Unidades
E	Módulo de Young	GPa
$\sigma_y$	Limite de escoamento	MPa
$\sigma_u$	Limite de resistência	MPa
$\dot{\epsilon}_c$	Taxa de deformação por fluência	s <sup>-1</sup>
$\sigma$	Tensão	MPa
T	Temperatura	°C
$\epsilon_c$	Deformação por fluência	-
$\dot{\epsilon}_p$	Taxa de deformação plástica	s <sup>-1</sup>
$\epsilon_b$	Deformação por abaulamento	-
F <sub>p</sub>	Pressão ferrostática	MPa
l	Espaçamento entre rolos	mm
s	Espessura da pele solidificada	mm
d	Espessura da placa	mm
t	Tempo	s
m	Desalinhamento de rolo	mm
R	Raio de curvatura da MLC	m
K	Constante de solidificação	-
v	Velocidade de lingotamento	m.s <sup>-1</sup>

## RESUMO

A magnitude das tensões impostas na placa, combinada com a presença de marcas de oscilação profundas e a baixa ductilidade em um determinado intervalo de temperatura, aumenta a probabilidade de formação de trincas na superfície e na frente de solidificação no lingotamento contínuo.

Utilizou-se o *software* ANSYS para modelagem matemática do desencurvamento de placas. O coeficiente de atrito entre a placa e os rolos, a pressão ferrostática, a espessura da pele solidificada e os efeitos térmicos foram considerados nas simulações estruturais. Um aço hipoperitético microligado ao nióbio foi submetido à tração a quente nas temperaturas de 800, 900, 1000 e 1100 ° C e as curvas de tensão versus deformação foram obtidas. O modelo de material proposto por Anand, que combina os mecanismos de fluência e plasticidade usando nove constantes, foi avaliado. Duas delas foram obtidas por regressão múltipla. O modelo de Anand foi implementado no ANSYS e comparado com o procedimento tradicional de modelagem dos dois mecanismos em separado. A tensão máxima observada usando o modelo de Anand foi de 67,21 MPa, enquanto que para o modelo viscoplástico separado, foi de 32,20 MPa. As tensões obtidas com o modelo de Anand foram superiores ao limite de resistência do aço, indicando a formação de trincas, que não ocorrem no processo industrial. A maior deformação observada para o modelo viscoplástico foi 0,0123, enquanto que para o modelo de Anand as deformações encontradas foram abaixo de 0,0099. Como uma deformação de 0,033 foi estimada por um modelo empírico, pode-se concluir que os resultados da simulação usando o modelo viscoplástico foram mais precisos do que com o modelo de Anand.

Para a velocidade de 0,8 m/min, aumentando-se a largura de 1200 mm para 1800 mm, a tensão elevou-se de 30,6 MPa para 37,9 MPa. Enquanto isso, para a velocidade de 1,0 m/min essa elevação da largura acarreta em um aumento na tensão de 28,8 MPa para 32,2 MPa. Portanto, o efeito da elevação da largura sobre o aumento da tensão mostrou-se mais expressivo para velocidades mais baixas.

Em relação a um desalinhamento de rolo de 1 mm, identificou-se que a tensão tem um aumento de 75%, partindo de 32,2 MPa e atingindo 56,4 MPa nas mesmas velocidades

e largas. Sendo assim, avalia-se elevado o potencial de trincamento devido ao desalinhamento quando comparado aos demais efeitos de variáveis de processo. De maneira similar a deformação total eleva-se em 70%, sendo para a condição alinhada igual a 0,0123 e desalinhada de 0,021. Percebeu-se que o incremento está associado principalmente ao mecanismo de plasticidade.

**Palavras chave:** lingotamento contínuo, desencurvamento, simulação matemática, termoestrutural.

## ABSTRACT

The intensity of stresses imposed on the slab, combined with deep oscillation marks and low ductility over a given temperature range, increases the probability of cracking, both on surface and at solidification front.

Software ANSYS was used to perform mathematical modeling of slabs straightening. Friction coefficient between slab and rolls, ferrostatic pressure, solidified shell thickness and thermal effects were considered on the structural simulations. A hypo-peritectic niobium microalloyed steel was hot tensioned at temperatures of 800, 900, 1000 and 1100°C and the stress versus strain curves were obtained. The material model proposed by Anand that matches the mechanisms of creep and plasticity using nine constants was evaluated. Two of them were obtained by multiple regression. The Anand's model was implemented at the ANSYS and compared with the traditional procedure of modeling the two mechanisms separately. The maximum stress observed using Anand's model was 67.21 MPa while for visco-plastic separately it was 32.20 MPa. The stresses obtained with Anand's model were higher than the ultimate stress of the steel, indicating the formation of cracks which do not occur in the industrial process. The highest strain for the visco-plastic model was 0.0123 while for the Anand's model the strains were below 0.0099. Since a strain of 0.033 was estimated by an empirical model it can be concluded that the results of the simulation using the visco-plastic model was more precise than with the Anand's model.

It has been found that the stresses are high with increasing slab width and decreasing casting speed. With casting speed of 0.8m/min, growing slab width of 1200 mm to 1800 mm, stress increase since 30.6 MPa for 37.9 MPa. On casting speed of 1.0 m/min slab growing of 1200 mm to 1800 mm implies in a stress of 28,8 MPa for 32.2 MPa, showing an increase of 12%.

Concerning roll misalignment of 1 mm, it was showed that stress growth by 75%, beginning of 32.2 MPa and reaching 56.4 MPa with the same casting speed and slab width. Thus, there is high cracking potential compared with others parameters studied. Similarly, total deformation grows by 70%, being aligned equals to 0,0123 and



misaligned 0,021. It was perceived that the increment was correlate mainly to plasticity mechanism.

**Key-words:** continuous casting, unbending, mathematical simulation, thermo-structural.

## 1 INTRODUÇÃO

O processo de lingotamento contínuo tem como função principal dar forma ao produto a partir da solidificação do aço líquido. Esta transformação de fase é de suma importância para a qualidade superficial e interna de placas, visto que o material é submetido a diversos tipos de tensões.

A magnitude das tensões impostas na placa, combinada com a presença de marcas de oscilação profundas e a baixa ductilidade num dado intervalo de temperatura, aumenta a probabilidade de formação de trincas na superfície e na frente de solidificação, principalmente na região do desencurvamento.

As máquinas de lingotamento contínuo da Usiminas são do tipo vertical curva. Logo, a placa em solidificação passa inicialmente por curvamento e, posteriormente, desencurvamento. As máquinas são dotadas de rolos bipartidos que direcionam o veio em solidificação e alguns destes são acionados por motores, possibilitando a extração da placa. O desalinhamento dos rolos também pode implicar em esforços excessivos, gerando trincas superficiais e na frente de solidificação.

Outro fator crítico é a razão entre a largura e a espessura do produto lingotado (placa, no caso da Usiminas). Quanto mais elevada essa razão maior a probabilidade de ocorrência do fenômeno de abaulamento (*bulging*) que, atingindo certo limite, pode culminar também na formação de trincas na placa, devido a tensões geradas na região abaulada.

Diante disto, neste estudo visou-se a realização da modelagem matemática do lingotamento contínuo na etapa de desencurvamento de placas, com a utilização do *software* ANSYS, sob diferentes regimes de deformação: elasticidade, plasticidade e fluência, considerando o efeito da velocidade de lingotamento. Foi utilizado o modelo de Anand e Brown (1989), que considera de forma acoplada os mecanismos de plasticidade e fluência, comparado com a tentativa tradicional de se abordar em separado estes mecanismos (viscoplástica). Além disso, ensaios de tração a quente nas temperaturas em que a placa encontra-se na região de desencurvamento na máquina de lingotamento contínuo foram realizados para a determinação das constantes do modelo de Anand e Brown (1989). As condições para obtenção das constantes no ensaio são

representativas do processo para a produção de um aço hipoperitético microligado ao nióbio.

## **2 OBJETIVOS**

### **2.1 Objetivo Geral**

O objetivo geral do presente trabalho é:

Avaliar as tensões e as deformações no lingotamento contínuo de placas na etapa de desencurvamento, levando em consideração os fenômenos de fluência e deformação plástica, abordados simultaneamente e separadamente.

### **2.2 Objetivos Específicos**

Os objetivos específicos do presente trabalho são:

- Identificar o efeito da largura de placa, do desalinhamento de rolos e da velocidade de lingotamento na tendência à formação de trincas.
- Comparar os resultados obtidos na modelagem matemática com modelos analíticos e empíricos.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste tópico são discutidas, inicialmente, as propriedades termomecânicas do aço que foi estudado, sendo detalhados os mecanismos de deformação sob o efeito da temperatura. Em seguida são abordadas as solicitações mecânicas associadas ao lingotamento contínuo. Por fim, são apresentados modelos de tensões e deformações e o efeito do desalinhamento de rolos.

#### 3.1 Comportamento e Propriedades Termomecânicas do Aço

As propriedades do material empregado na simulação necessitam de elevada atenção, pois podem interferir diretamente nos resultados obtidos no modelo termoestrutural. Sendo assim, as propriedades são discutidas a seguir, principalmente levando em consideração o efeito da temperatura.

##### 3.1.1 Propriedades de tração

Uehara apud Ha *et alii* (2001) descrevem as propriedades da pele em solidificação para altas temperaturas e para um aço com carbono de 0,08%, conforme tabela III.1.

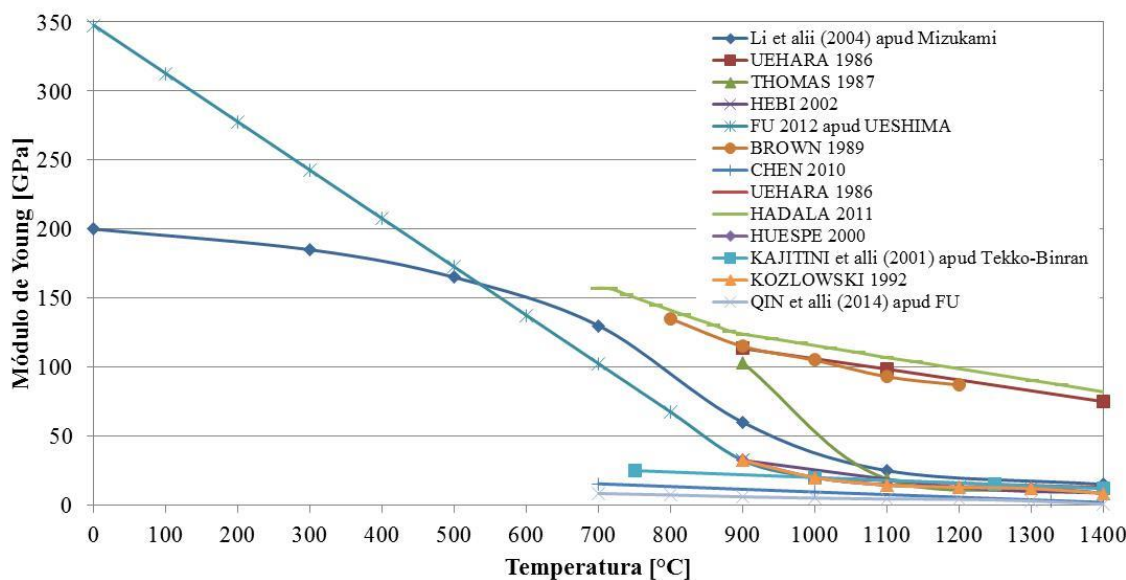
Tabela III.1 – Propriedades termomecânicas para altas temperaturas (Ha *et alii*, 2001).

Propriedade	Equação
Módulo de Young (MPa)	$E = 1,96 \times 10^4 - 18,375(T - 1000)$ para $1000^\circ\text{C} < T < 1400^\circ\text{C}$ $E = \frac{1}{75} (1,225 \times 10^4 (1475 - T))$ para $1400^\circ\text{C} < T < 1475^\circ\text{C}$ $E = 0$ para $T > 1475^\circ\text{C}$ e $10^{-4} < \dot{\epsilon} < 10^{-3}$
Limite de escoamento (MPa)	$\sigma_y = 66,15 - 4,655 \times 10^{-2} T$ para $1000^\circ\text{C} < T < 1200^\circ\text{C}$ $\sigma_y = 54,39 - 3,675 \times 10^{-2} T$ para $1200^\circ\text{C} < T < 1480^\circ\text{C}$ $\sigma_y = 0$ para $T > 1480^\circ\text{C}$
Razão de Poisson	0,33

Mizukami apud Kozlowski *et alii* (1992), a partir de ensaios experimentais de tração a quente com taxas de deformação entre  $10^{-3}$  e  $10^{-6}$  s $^{-1}$ , temperaturas entre 950°C e 140°C, carbono entre 0,005 e 1,54%, propuseram o modelo para cálculo do módulo de Young em função da temperatura, conforme a equação (3.1).

$$E(T) = 968 - 2,33T + 1,90 \times 10^{-3}T^2 - 5,18 \times 10^{-7}T^3 \quad (3.1)$$

Na Figura 3.1 é apresentada uma compilação de diversos resultados da variação do módulo de Young com a temperatura encontrados na literatura. De maneira geral, percebe-se grande dispersão entre os resultados.



**Figura 3.1 - Efeito da temperatura no módulo de Young. Fonte: Elaboração própria.**

Koric e Thomas (2006) utilizaram as medidas realizadas por Mizukami, assim como Kozlowski *et alii* (1992). Para temperaturas acima de 1400°C, Koric e Thomas (2006) mencionam que os módulos de elasticidade medidos têm ampla variação desde 1 GPa até 40 GPa. Chen *et alii* (2010) estudaram o aço AISI 52100, que tem em sua composição aproximadamente 1% de carbono e 1,3% de cromo, explicando assim as diferenças entre os demais de módulo de elasticidade encontrados. Uehara (1983) propôs equações para o módulo de elasticidade em função da temperatura baseando-se também nos resultados obtidos por Mizukami, sendo estas equações aplicadas em

modelagem matemática do abaulamento por Ha *et alii* (2001). Hadala *et alii* (2011) estudaram um aço com 0,1%C e 3% de cromo, contudo as referências das propriedades não são citadas no trabalho. Huespe *et alii* (2000) também não citaram a fonte das propriedades apresentadas na modelagem termomecânica do lingotamento contínuo. Janik *et alii* (2004) empregaram as informações aplicadas por Huespe *et alii* (2000) para um aço com 0,3% de carbono. Kozlowski *et alii* (1992) ajustaram os dados experimentais de Mizukami para temperaturas superiores a 900°C, entretanto salientam que os resultados apresentaram desvios em relação aos de Wray (1982) e com os de Patel (1985). Kozlowski *et alii* (1992) afirmam que o módulo de Young tem elevada dispersão em função da temperatura nas informações da literatura em função da dificuldade dos ensaios Liu e Zhu (2006) utilizaram o módulo como uma constante igual a 200 GPa.

A escala do gráfico da Figura 3.1 foi reduzida para os valores nas temperaturas acima de 700°C e do módulo de Young de 200 GPa, sendo o resultado apresentado na Figura 3.2. Constata-se a afirmação da dispersão dos dados na literatura conforme apontado por Kozlowski *et alii* (1992).

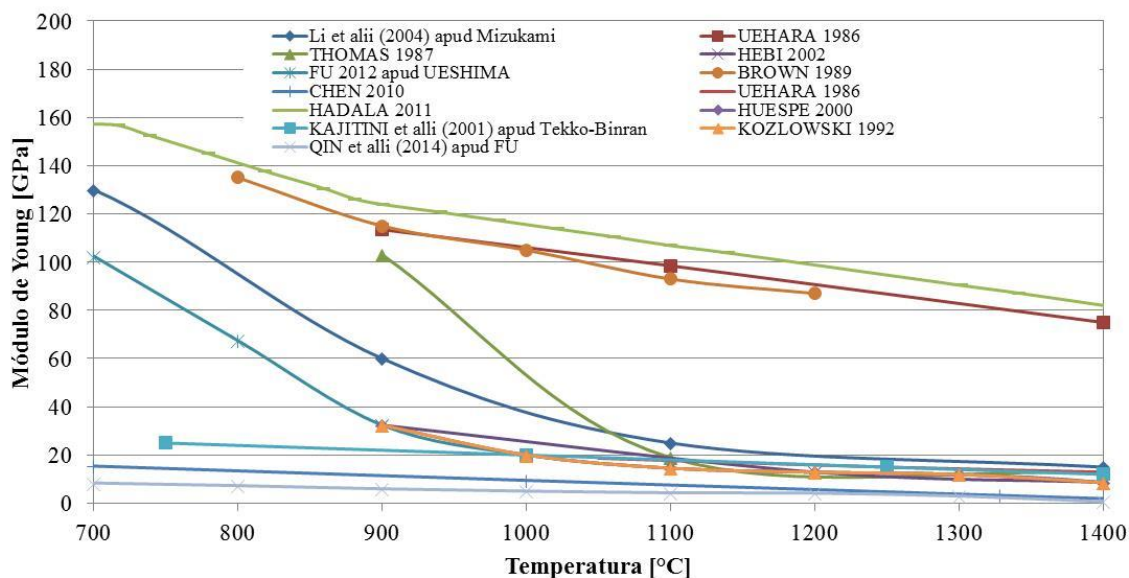


Figura 3.2 - Efeito da temperatura no módulo de Young com escala reduzida. Fonte: Elaboração própria.

O efeito da temperatura no limite de escoamento foi avaliado para as diversas fontes encontradas na literatura, sendo que na Figura 3.3 é mostrado um gráfico da coletânea obtida. Percebe-se boa concordância entre os autores consultados, com exceção de Hebi *et alii* (2002) para as temperaturas entre 900 e 1400°C.

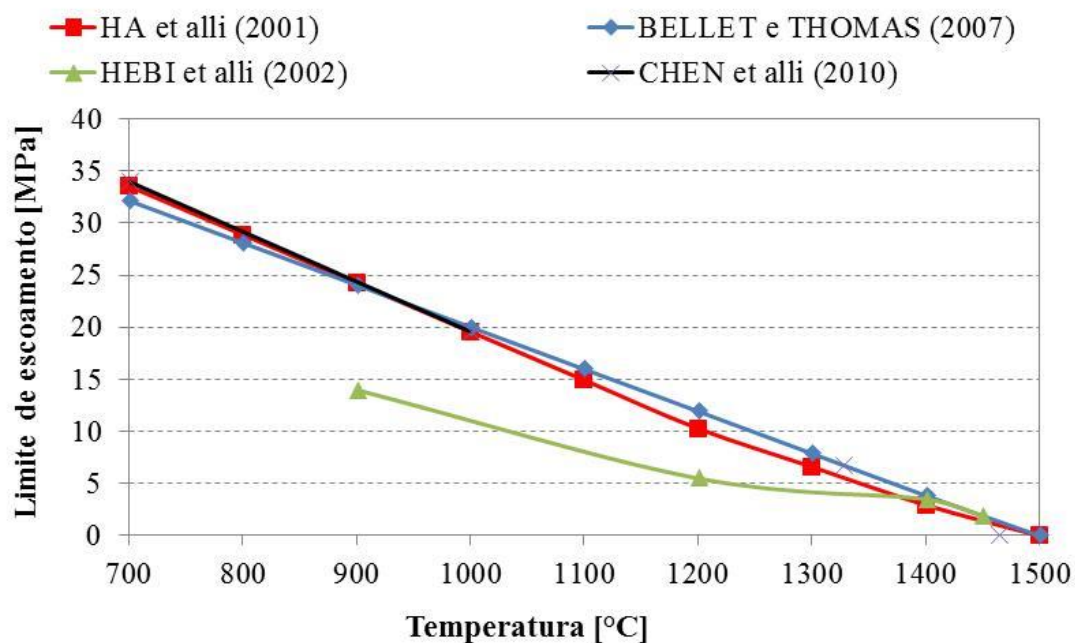
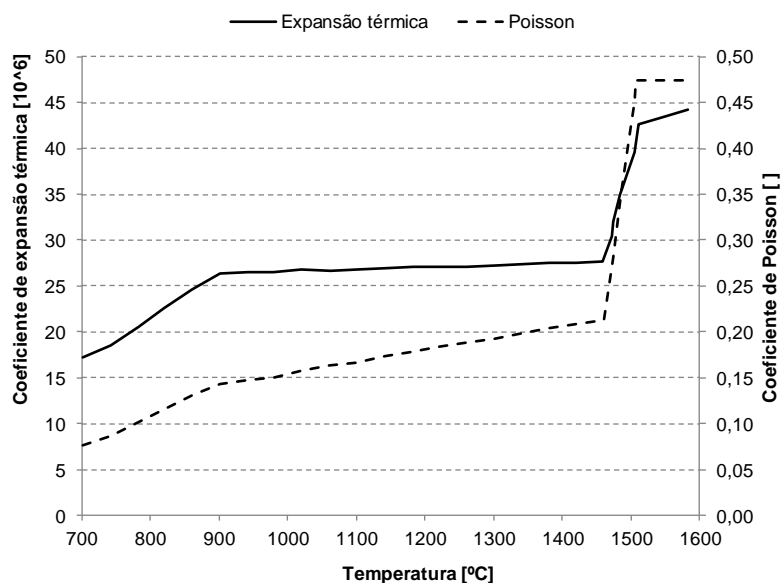


Figura 3.3 - Efeito da temperatura no limite de escoamento. Fonte: Elaboração própria.

Em simulação com um aço hipoperitético (0,1%C), Hadala *et alii* (2011) empregaram o coeficiente de expansão térmica e módulo de Poisson conforme Figura 3.4.





**Figura 3.4 - Efeito da temperatura nos coeficientes de expansão e Poisson (Hadala *et alii*, 2011).**

No que concerne ao efeito da temperatura nas propriedades mecânicas, entende-se que existe relevante dispersão nos dados de literatura em função das especificidades dos aços, mostrando assim a necessidade da determinação correta para o caso em análise.

O comportamento da deformação total ( $\varepsilon_t$ ) associada a uma determinada tensão pode ser desmembrada de acordo com os mecanismos, conforme equação (3.2).

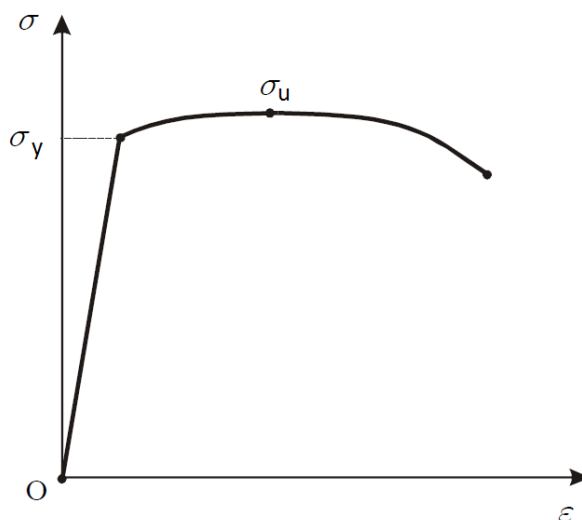
$$\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_c \quad (3.2)$$

Na equação (3.2) os mecanismos são indicados pelas letras em subscrito: elástica, plástica e fluência (*creep*). A elasticidade compreende o regime de deformações em que o aço retorna a suas condições iniciais em caso de redução da tensão. Os mecanismos de plasticidade e fluência são discutidos a seguir.

### 3.1.2 Plasticidade

A plasticidade consiste no material deformar-se acima da tensão limite de escoamento ( $\sigma_y$ ) e está associada à mudança permanente da forma original. No ensaio de tração pode-se construir a curva de tensão versus deformação, definindo este limite da

elasticidade e início da plasticidade, conforme Figura 3.5. Outro estágio importante na curva é o limite de resistência ( $\sigma_u$ ) que consiste na tensão máxima suportada pelo material.



**Figura 3.5 – Curva tensão versus deformação (Pascon, 2002).**

A modelagem do material no *software* ANSYS pode ser realizada de diversas formas, sendo uma delas a que foi utilizada no presente trabalho: a inserção de pontos experimentais que definem a curva.

### 3.1.3 Fluência

A deformação com a existência de fluência caracteriza-se por ser transiente, ocorrer em tensões abaixo do limite de escoamento e subdividir-se em três estágios, conforme apresentado na Figura 3.6. O primeiro estágio consiste no encruamento progressivo do material, com uma diminuição da taxa de deformação. Para o segundo estágio, percebe-se constância na taxa de deformação, devido ao equilíbrio entre o encruamento e a recristalização. O terceiro estágio não é atingido no lingotamento contínuo, mas é descrito como o momento da redução de área local (*empescoçamento*) e conseqüentemente, elevação da tensão e trincamento.

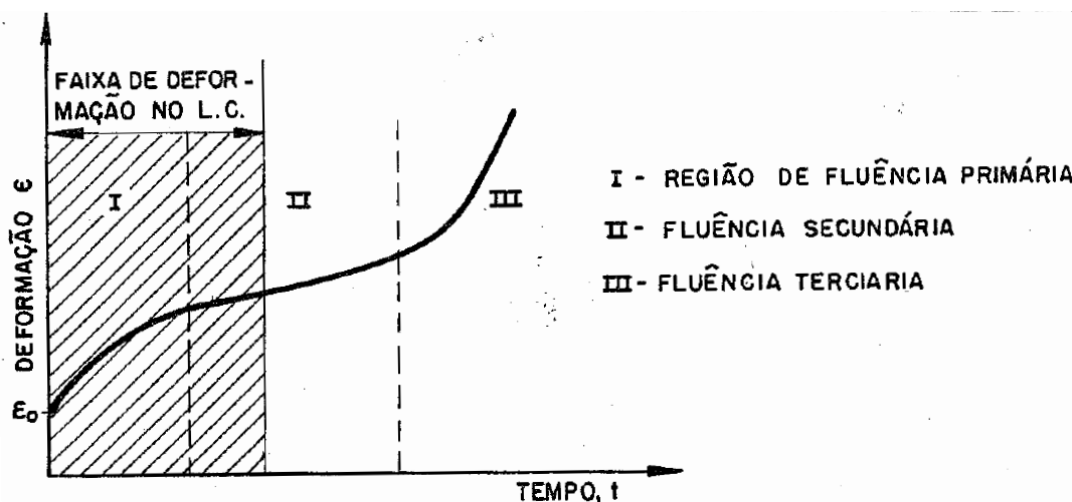


Figura 3.6 - Efeito do tempo na deformação por fluência (Santos, 1991).

Kozłowski *et alii* (1992) afirmam que, com a evolução da tecnologia dos computadores, as simulações do processo de lingotamento contínuo, em especial as que levam em consideração o fenômeno de fluência, tornaram-se factíveis. Kozłowski *et alii* (1992) propuseram modelos valendo-se de dados experimentais que contemplassem as principais variáveis associadas ao lingotamento: tensão ( $\sigma$ ), temperatura ( $T$ ), deformação ( $\epsilon$ ) e tempo ( $t$ ). Na tabela III.2 são apresentados modelos de fluência encontrados na literatura, aplicados no lingotamento contínuo. Algumas constantes na tabela III.2 são função da temperatura ( $T$ ) e do percentual de carbono ( $C$ ), como descrito a seguir.

Tabela III.2 – Coletânea de modelos e constantes para representar a fluência.

Notação ANSYS	Equação	Autor	C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>	C <sub>3</sub>	C <sub>4</sub>
Norton	$\dot{\epsilon}_c = C_1 \sigma^{C_2} e^{C_3/T}$	Gordon <i>et alii</i> (1998)	4,64 x10 <sup>-8</sup>	12,5	-53712	-
		Ha <i>et alii</i> (2001)	0,0806	3,15 MPa	-28392	-
		Papillon (2003)	0,1129	0,8371	-3410	-
		Castagne (2007)	f(T)	f(T)	-	-
Garofalo	$\dot{\epsilon}_c = C_1 [\sinh(C_2 \sigma)]^{C_3} e^{-C_4/T}$	Matsumya apud Santos (1991)	4,2x10 <sup>9</sup>	0,0741	5,98	39600
		Cowan (2014)	f(T,C)	f(T,C)	f(T,C)	f(T,C)
Time Hardening	$\dot{\epsilon}_c = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3} e^{-C_4/T}$	Okamura (1989)	3,686x10 <sup>-7</sup>	3,33	- 0,5666	0
			2,943x10 <sup>-15</sup>	7,692	- 1,3080	0
		Palmaers apud Andrade (1978)	f(T,C)	f(T,C)	f(T,C)	f(T,C)
		Kozłowski <i>et alii</i> (1992)	f(C)	f(T)	f(T)	17160

Todos os modelos citados na tabela III.2 têm formato da equação de Arrhenius, ou seja, envolvem uma função exponencial da temperatura.

Schiefermüller *et alii* (2011), Papillon *et alii* (2003) e Schwerdtfeger e Spitzer (2009) aplicaram um modelo mais elaborado para a modelagem do fenômeno de fluência secundária, conforme equação (3.3). A aplicação deste modelo para o final do encurvamento é discutida no tópico 3.3.2 Modelo matemático. Tem-se a fluência em função da tensão (MPa), temperatura (K) e de  $\alpha$  e E que são discutidos a seguir.

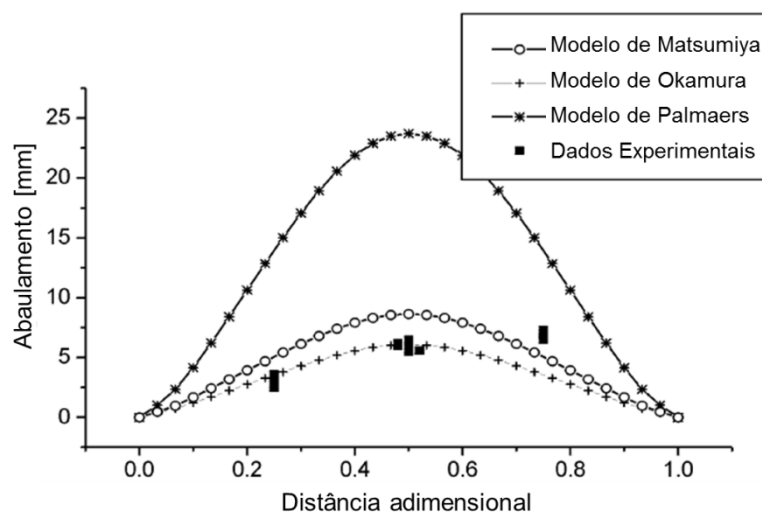
$$\dot{\varepsilon}_c = 4,6 \times 10^{17} \left(\frac{\sigma}{E}\right)^3 \exp(\alpha) \sinh\left(\frac{60,137\sigma}{T}\right) \exp\left(\frac{-32714}{T}\right) \quad (3.3)$$

A fluência secundária da equação (3.3) é calculada a partir de duas variáveis auxiliares, apresentadas nas equações (3.4) e (3.5).

$$E \text{ (MPa)} = 208060(1,11 - 4,76 \cdot 10^{-4}T) \quad (3.4)$$

$$\alpha(\%wt - 1) = 2,3 - 2,1 \cdot \log\left(\frac{60,137\sigma}{T}\right) \quad (3.5)$$

Segundo Ha *et alii* (2001), o fenômeno de fluência é o principal mecanismo de formação do abaulamento. Ha *et alii* (2001) simularam via ANSYS o desdobramento de placas e compararam seus resultados com modelos e medições disponíveis na literatura, conforme apresentado na Figura 3.7, sendo que na abcissa a distância adimensional é a distância dividida pela distância entre rolos. Para as simulações dos diferentes modelos estudados por Ha *et alii* (2001), os coeficientes das equações de fluência influenciaram diretamente nos resultados de abaulamento. As configurações utilizadas por Ha *et alii* (2001) foram: pressão ferrostática de 0,274 MPa, temperatura da superfície de 1300°C, velocidade de lingotamento igual a 0,85 m/min, espessura da pele de 79 mm e espaçamento ente rolos igual a 860 mm.



**Figura 3.7 - Efeito dos diferentes modelos de fluência no abaulamento (Ha *et alii*, 2001).**

A Figura 3.7 mostra que o modelo de Palmaers apud Ha *et alii* (2001) previu maior abaulamento em relação aos demais. Percebe-se também um ajuste com boa concordância do modelo de Okamura apud Ha *et alii* (2001) com os dados experimentais. O modelo desenvolvido por Okamura (1989) tem como base a equação do tipo *time hardening*, conforme apresentado na tabela III.2, sendo que o primeiro grupo de constantes é válido até 1s e o segundo após este tempo. É importante ressaltar que modelo utilizado por Ha *et alii* (2001) para a fluência segue a equação de Norton.

Sheng apud Qin *et alii* (2014) comentam que a deformação por fluência é quatro vezes superior à deformação elástica no fenômeno de abaulamento no lingotamento contínuo. O modelo de fluência utilizado pelos autores foi desenvolvido por Kozlowski *et alii* (1992), sendo este o modelo do tipo *time hardening* da tabela III.2. A constante  $C_1$  [ $\text{MPa}^{-n} \text{s}^{-m-1}$ ] na equação (3.6) representa o efeito do teor de carbono na fluência. Nas equações (3.7) e (3.8), que complementam o cálculo de previsão de fluência,  $C_2$  é o expoente de encruamento com dependência da temperatura [ $^{\circ}\text{C}$ ]. O expoente do tempo,  $C_3$ , também é função da temperatura [ $^{\circ}\text{C}$ ].

$$C_1 = 0,3091 + 0,2090\%C + 0,1773(\%C)^2 \quad (3.6)$$

$$C_2 = 6,365 - 4,521 \times 10^{-3}(T + 273) + 1,439 \times 10^{-6}(T + 273)^2 \quad (3.7)$$

$$C_3 = -1,362 + 5,761 \times 10^{-4}(T + 273) + 1,982 \times 10^{-8}(T + 273)^2 \quad (3.8)$$

Huespe *et alii* (2000), Li e Thomas (2004) e Zappulla *et alii* (2017) aplicaram um dos modelos de fluência propostos por Kozlowski *et alii* (1992) para simular a solidificação no molde de lingotamento de tarugos e reforçaram a necessidade de implementação deste mecanismo em simulações termoestruturais. Kajitani *et alii* (2001) implementaram outro modelo de fluência de Kozlowski *et alii* (1992) para estudar a segregação induzida por deformação no lingotamento de placas. Hostos *et alii* (2017) também aplicaram um dos modelos de Kozlowski *et alii* (1992) no lingotamento contínuo.

Conforme apresentado na tabela III.2, um dos modelos de fluência desenvolvidos por Kozłowski *et alii* (1992) é do tipo *time hardening*, sendo que os dados previstos foram comparados com resultados experimentais obtidos por Wray (1982) conforme mostrado na Figura 3.8. Percebe-se o bom ajuste do modelo aos dados experimentais, principalmente para temperaturas mais elevadas. O efeito da taxa de deformação também é bem reproduzido pelo modelo.

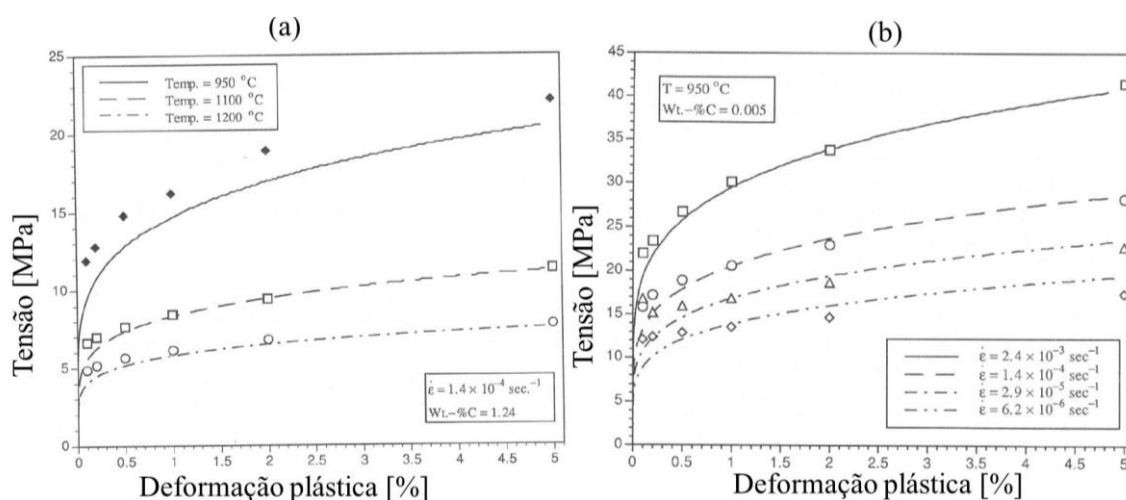


Figura 3.8 - Efeito da temperatura (a) e da taxa de deformação (b) na curva tensão versus deformação (Kozłowski *et alii*, 1992).

Palmaers (1978) propôs diversas constantes para considerar o fenômeno de fluência primária e secundária. Estes modelos foram aplicados com intuito de simular as deformações envolvidas no lingotamento contínuo. Barber *et alii* (1985) e Andrade (1988) consideraram a fluência primária com as constantes propostas por Palmaers (1978) na curva do tipo Norton, sendo estas apresentadas na tabela III.3.

Tabela III.3 – Constantes de fluência primária para equação do tipo Norton (Palmaers, 1978).

Intervalo de temperatura [°C]	Carbono [%]	C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>	C <sub>3</sub>
1100-1200	0,90	0,153x10 <sup>5</sup>	4,76	90000
1250-1300		0,11x10 <sup>8</sup>	5,25	112700
1100-1200	0,18	0,36x10 <sup>6</sup>	5,13	88500

1250-1300		$0,954 \times 10^5$	4,46	92600
-----------	--	---------------------	------	-------

O modelamento matemático do abaulamento de placas durante o lingotamento contínuo desenvolvido por Andrade (1988) valeu-se também do regime de deformação por fluência secundária. A equação implementada por Andrade (1988) considera a tensão ( $\text{N/mm}^2$ ), o tempo (s) e a temperatura (K), assim como a equação *time hardening* apresentada na tabela III.2 com as constantes exibidas na tabela III.4 em função da temperatura e do carbono contido no aço.

**Tabela III.4 – Constantes de fluência secundária para equação do tipo *time hardening* (Palmaers, 1978).**

Intervalo de temperatura [°C]	Carbono [%]	C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>	C <sub>3</sub>	C <sub>4</sub>
950-1000	0,90	0,349	0,35	3,1	36000
1050-1200		2,422	0,33	2,5	35000
1250-1300		6,240	0,21	1,6	29500
950-1000	0,18	141,1	0,36	3,1	50500
1050-1200		1,825	0,37	2,5	34500
1250-1300		1,342	0,25	1,5	24500

A seguir é apresentado e discutido o modelo de Anand que contempla os fenômenos de fluência e plasticidade de forma integrada.

### 3.1.4 Modelo de Anand

Segundo Koric e Thomas (2008), foi implementado um modelo viscoplástico para o aço em temperaturas elevadas, formulado por Anand (1982) no *software* comercial ANSYS. Este modelo foi comparado com o modelo de Kozłowski *et alii* (1992), implementado no ABAQUS, outro *software* comercial. Os resultados obtidos por Koric e Thomas (2008) mostraram que ambos os modelos são adequados para as condições do lingotamento contínuo. A formulação dos modelos difere na tratativa dos mecanismos



de deformação plástica e fluência. Anand e Brown (1989) consideraram os mecanismos de plasticidade e fluência de forma acoplada, não havendo distinção entre eles. Kozłowski *et alii* (1992) abordaram em separado os mecanismos. Koric e Thomas (2008) concluíram que o modelo separado desenvolvido por Kozłowski *et alii* (1992) apresentou melhor ajuste aos dados experimentais de Wray (1982).

Huespe *et alii* (2000) também compararam estes modelos citados anteriormente e concluíram que o modelo de Kozłowski *et alii* (1992) apresenta algumas vantagens em relação ao de Anand e Brown (1989). Contudo, lacunas no trabalho de Huespe *et alii* (2000) podem ser apontadas na obtenção destas conclusões. Por exemplo, no levantamento das constantes do modelo de Anand, observam-se algumas delas faltantes e outras com valores diferentes dos originais apontados por Anand e Brown (1989). Na Figura 3.9 podem ser visualizadas curvas tensão (MPa) versus deformação mostrando o efeito da taxa de deformação discutida por Huespe *et alii* (2000) em uma temperatura de 1100°C e aço de 0,29% de carbono. Nas máquinas de lingotamento contínuo de placas da Usiminas normalmente aplicam-se taxas de deformação da ordem de  $10^{-4} \% s^{-1}$ . Nessa ordem de grandeza conforme a Figura 3.9 o modelo de Anand ajusta-se melhor aos dados experimentais de Wray (1985) quando comparado ao modelo de Kozłowski *et alii* (1992).

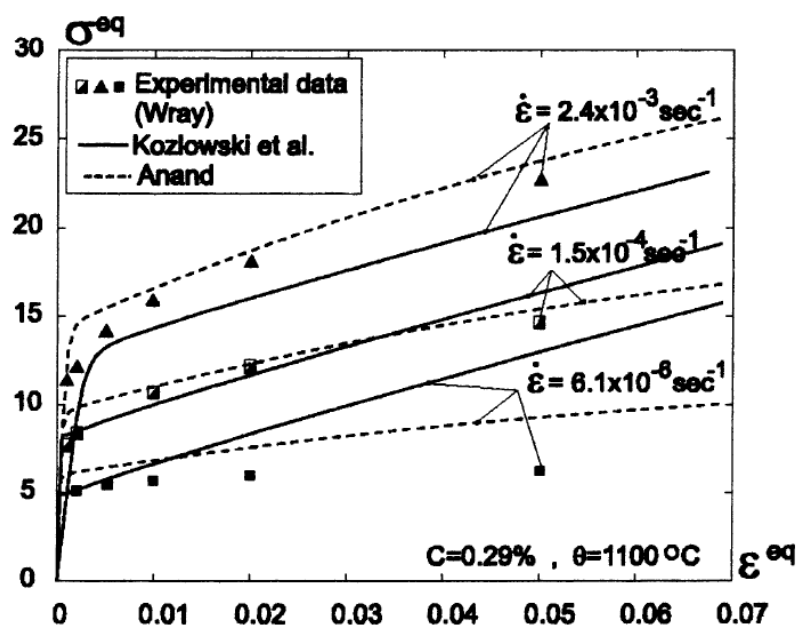


Figura 3.9 – Comparação de modelos com de dados experimentais para diferentes taxas de deformação (Huespe, 2000).

O modelo de Anand (1982), que será utilizado no presente trabalho a partir do ANSYS, consiste em se considerar de forma implícita o campo de fases, sendo que a resposta instantânea do material depende somente da fase corrente, sólida ou líquida. Uma constante escalar  $s_0$ , chamada de resistência à deformação, é utilizada para representar a resistência isotrópica à deformação plástica e à fluência.

A versão do modelo de Anand implementada no ANSYS é um aprimoramento da original, elaborado por Brown e Anand (1989). Com a utilização da função inversa do seno hiperbólico e também com a inserção de duas constantes  $\xi$  e  $a$ . O modelo de Anand é exibido matematicamente a partir da correlação da tensão ( $\sigma$ ) com a deformação plástica ( $\varepsilon_p$ ), a taxa de deformação ( $\dot{\varepsilon}_p$ ) e a temperatura ( $T$ ), como mostra a equação (3.9).

$$\sigma = \frac{1}{\xi} \sinh^{-1} \left\{ \left[ \frac{\dot{\varepsilon}_p}{A} e^{\left(\frac{Q}{RT}\right)} \right]^m \right\} \left( \begin{array}{c} \hat{s} \left[ \frac{\dot{\varepsilon}_p}{A} e^{\left(\frac{Q}{RT}\right)} \right]^n - \\ \left( \hat{s} \left[ \frac{\dot{\varepsilon}_p}{A} e^{\left(\frac{Q}{RT}\right)} \right]^n - s_0 \right)^{(1-a)} + \left[ \frac{1}{1-a} \right. \\ \left. (a-1) \left\{ h_0 \left( \hat{s} \left[ \frac{\dot{\varepsilon}_p}{A} e^{\left(\frac{Q}{RT}\right)} \right]^n \right)^{-a} \right\} \varepsilon_p \right] \end{array} \right) \quad (3.9)$$

As constantes da equação (3.9) são apresentadas e definidas individualmente na tabela III.5.

Motolab *et alii* (2012) calculam o limite de resistência ( $\sigma_u$ ) pelo modelo de Anand quando  $\varepsilon_p$  tende ao infinito na equação (3.9), obtendo a equação (3.10).

$$\sigma_u = \frac{\hat{s}}{\xi} \left[ \frac{\dot{\varepsilon}_p}{A} e^{\left(\frac{Q}{RT}\right)} \right]^n \sinh^{-1} \left\{ \left[ \frac{\dot{\varepsilon}_p}{A} e^{\left(\frac{Q}{RT}\right)} \right]^m \right\} \quad (3.10)$$

O limite de escoamento ( $\sigma_y$ ) pode ser obtido de forma similar na equação (3.9), porém fazendo  $\varepsilon_p$  tender a zero. Assim tem-se a equação (3.11).

$$\sigma_y = \frac{1}{\xi} \sinh^{-1} \left\{ \left[ \frac{\dot{\epsilon}_p}{A} e^{\left(\frac{Q}{RT}\right)} \right]^m \right\} S_0 \quad (3.11)$$

O cálculo inverso ou o ajuste das constantes do modelo de Anand pode ser realizado a partir das equações (3.10) e (3.11). Em resumo, a tabela III.5 identifica cada constante do modelo e os respectivos valores encontrados na literatura. Guo *et alii* (2014) obtiveram as constantes para um aço inoxidável 304 valendo-se da metodologia de Anand e simularam o lingotamento contínuo de *twin-roll* com o software ANSYS. Ji *et alii* (2016) modelaram o processamento de *bloom* por HR (*Heavy Reduction*), que consiste em deformar a placa além dos tradicionais limites do *soft reduction* durante e após o ponto final de solidificação. Hu e Ju (2006) aplicaram o modelo de Anand a partir do ANSYS no lingotamento de *twin-roll* de ligas de magnésio. Brown et alli (1989) determinaram as constantes do modelo de Anand para uma liga de ferro com 2% de silício.

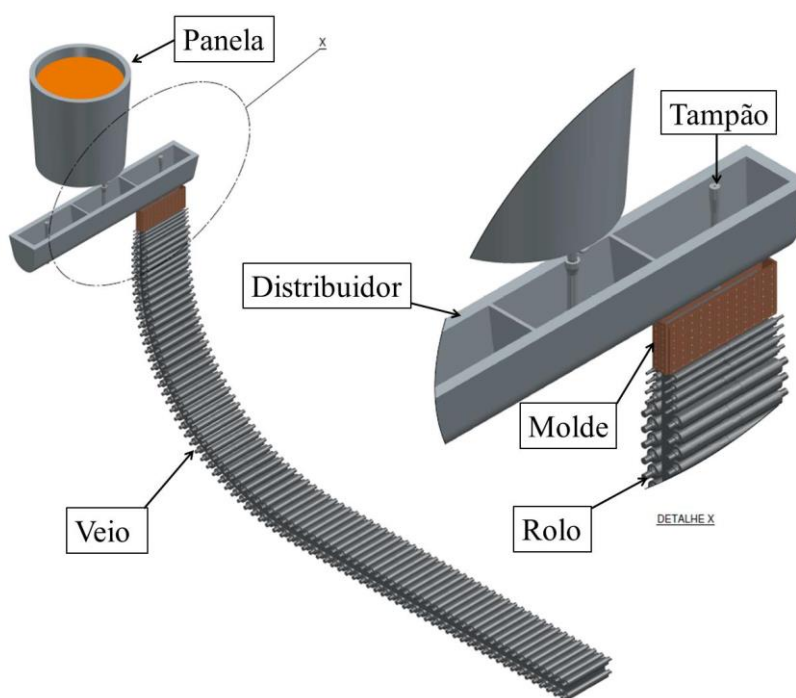
**Tabela III.5 – Coletânea de parâmetros do modelo de Anand obtidos em literatura.**

	Unidade	Significado	Brown <i>et alii</i> (1989)	Koric e Thomas (2008)	Guo <i>et alii</i> (2014)	Ji <i>et alii</i> (2016)	Hu e Ju (2006)
$S_0$	MPa	resistência à deformação	60,1-102,7	43	35	64	35
$Q_A/R$	K	energia de ativação	37,572	32514	44808	42100,7	160
A	Adim.	constante pré-exponencial	6,346E <sup>11</sup>	1.E <sup>11</sup>	2,04E <sup>14</sup>	5622,15	3,7 E <sup>7</sup>
$\xi$		multiplicador da tensão	3,25	1,20	3,25	2,32	8,5
m		sensibilidade à taxa de deformação	0,1956	0,15	1,43	0,331	0,018
$h_0$	MPa	Constante de encruamento	3093,1	1329	3093,1	6025	3038
$\hat{s}$		Coef. resistência à saturação de deformação	125,1	147,6	125,1	238,6	50
n	Adim.	Sensibilidade à saturação da taxa de deformação	0,06869	0,0687	2,174	0,0046	0,018
a		Sensibilidade à taxa de def. por endurecimento	1,5	1,0	1,5	1,1	1,07

### 3.2 Solicitações Mecânicas no Veio de Lingotamento Contínuo

Uma introdução ao processo de lingotamento contínuo faz-se necessária anteriormente ao apontamento das solicitações mecânicas envolvidas. O lingotamento contínuo tem como objetivo principal dar forma ao aço líquido produzido nas aciarias, gerando tarugos, blocos, placas, *beam blanks* ou tiras. No caso da Usiminas as máquinas produzem placas, que podem ter espessuras de 252 e 200 mm e larguras entre 900 e 2050 mm.

Na Figura 3.10 é apresentado um desenho esquemático de uma máquina de lingotamento contínuo de placas. Alguns dos principais elementos da máquina destacados na figura são discutidos individualmente a seguir.



**Figura 3.10 - Desenho esquemático da máquina de lingotamento contínuo.**

O processo inicia-se com o posicionamento da panela contendo o aço líquido na torre giratória. A torre giratória permite alternar as panelas que alimentam o distribuidor. O distribuidor recebe o aço da panela e tem como função principal alimentar o molde de forma contínua entre as trocas de panela. No molde ocorre o início da solidificação do aço. O molde é constituído por quatro placas de cobre refrigeradas a água. Estas placas retiram calor do aço líquido gerando uma pele que precisa resistir à pressão ferrostática do aço líquido remanescente na placa, sendo que na seção curva ocorre o resfriamento

até a solidificação completa. O resfriamento na seção curva é realizado a partir de *sprays* de ar e água desde a saída do molde até o final da seção horizontal. No final da seção horizontal a placa solidificada é cortada por maçaricos, finalizando o processo de lingotamento contínuo.

Durante o trajeto desde o molde até o corte, o veio é submetido a vários esforços que podem gerar defeitos se as tensões e as deformações associadas se tornarem elevadas numa seção do produto lingotado. Conforme Schrewe (1989), os principais esforços no veio são:

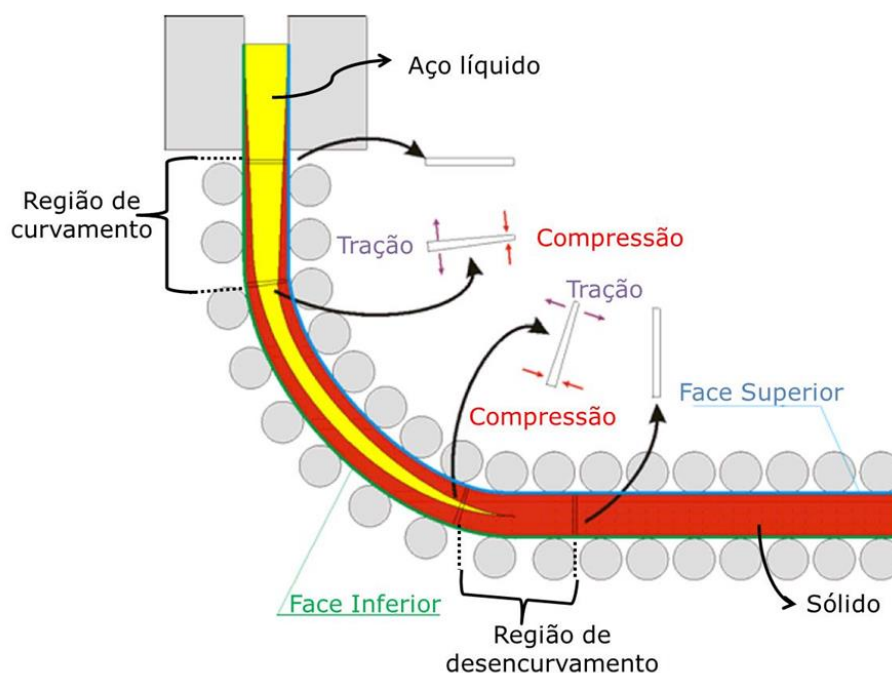
- abaulamento da pele devido à pressão ferrostática;
- tensões de tração devido à extração e atrito com o molde;
- curvamento do veio de vertical para curvo;
- descurvamento da camada ou do veio solidificado para a horizontal;
- deformação da camada solidificada em função do desalinhamento de rolos;
- deformação da pele devido a rolos deformados.

É importante salientar que os esforços citados anteriormente podem ser potencializados com o efeito de tensões térmicas.

Schrewe (1989) complementa dizendo que tensões excessivamente elevadas podem formar trincas internas e externas.

De acordo com Reynolds *et alii* (2003), o curvamento e o descurvamento do veio são basicamente o mesmo tipo de operação. Originalmente, as máquinas foram concebidas com o conceito de descurvamento em ponto único, contudo este método impõe elevada deformação e taxa de deformação ao veio em solidificação.

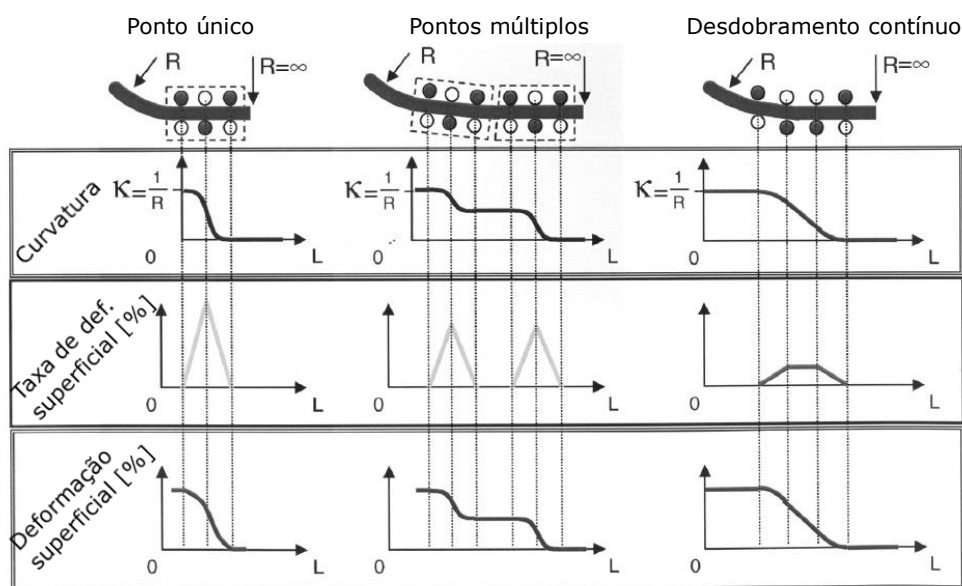
Na Figura 3.11 é mostrado um desenho esquemático com vista lateral da máquina de lingotamento contínuo, destacando os diagramas de tensões durante o curvamento e o descurvamento do veio em solidificação.



**Figura 3.11 - Desenho esquemático da máquina de lingotamento contínuo e diagramas das solicitações (Reynolds, 2003).**

Conforme a Figura 3.11, durante o curvamento, na face superior ocorrem tensões de compressão, enquanto que, para a face inferior as tensões são de tração. De forma contrária, para o descurvamento, na face superior tem-se o predomínio de tensões de tração e na face inferior compressão.

No intuito de realizar o descurvamento do veio de forma mais suave, introduziu-se o conceito de descurvamento multi-raio, com pontos típicos entre 2 e 5, ou acima. O raio de curvatura é escolhido de forma que se tenha aproximadamente o mesmo módulo de deformações à medida que ocorre a evolução do desdobramento do veio. A Figura 3.12 mostra para os três tipos de máquinas, ponto único, pontos múltiplos (dois) e contínuo, as diferenças entre a curvatura, a deformação e a taxa de deformação.



**Figura 3.12 - Comparação dos diferentes métodos e solicitações envolvidas no dobramento e desdobramento de placas (Reynolds, 2003).**

Conforme a Figura 3.12, a maior taxa de deformação é encontrada na condição com ponto único, em seguida com pontos múltiplos e, por fim, contínuo. As máquinas da Usiminas são do tipo pontos múltiplos, sendo 5 para o curvamento e 6 para o descurvamento.

### 3.3 Modelos de Tensões e Deformações

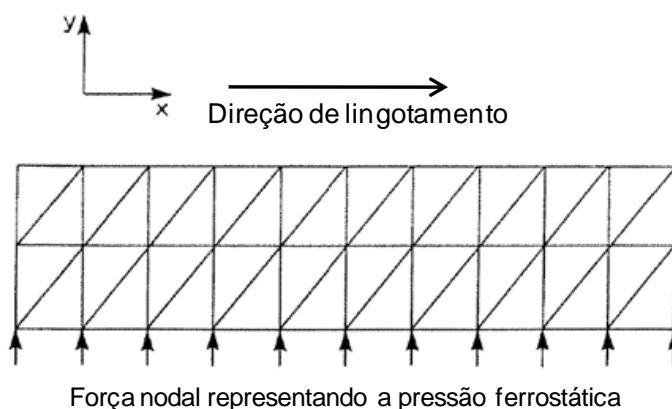
Segundo Verma *et alii* (2006), a utilização de modelos analíticos para situações em que se pretende avaliar o tipo de máquina de lingotamento é interessante em função do dispêndio de tempo aplicado. Além disso, análises de rotina demandam rápida tomada de decisão. Desta forma, avalia-se que modelos analíticos tendem a ter menor acurácia, e como vantagem, menores tempos de resposta.

Segundo Risso *et alii* (2006), duas abordagens bidimensionais baseadas na hipótese do estado plano de deformações perpendicular à direção de lingotamento podem ser utilizadas. Contudo, estes modelos de camada (*slice*) são questionáveis no sentido de representar acuradamente o estado de tensões em zonas críticas, por exemplo, na saída do molde, onde o estado de tensões é clara e completamente tridimensional.

Conforme Won *et alii* (2000), mesmo com diversos estudos de modelagem matemática envolvendo o lingotamento contínuo, inúmeras são as dificuldades no entendimento do comportamento termomecânico entre o veio e o molde em função da complexidade das condições de operação do processo. Em particular, a complicação ocorre na formação do *gap* de ar entre a pele em solidificação e o molde e na contração devido à transformação austenita/ferrita.

Qin *et alii* (2014) mostram que poucos trabalhos publicados contemplam medições do abaulamento no lingotamento contínuo. Nos últimos anos, patentes têm sido propostas para esta avaliação, contudo detalhes não são encontrados em função de confidencialidade. Sendo assim, cálculos analíticos e por elementos finitos (FEM) são usados largamente com o intuito de se prever a deformação do veio.

Barber *et alii* (1985) propuseram um modelo bidimensional (2D) de elementos finitos para o cálculo do abaulamento de placas em uma máquina com 12,5 m de raio. Em seus métodos de cálculos são consideradas uma distribuição de temperatura dada por um modelo térmico e a pressão ferrostática com variações em função do comprimento do veio. A condição de carregamento da pressão ferrostática é aplicada a partir de pontos nodais, conforme desenho esquemático da Figura 3.13.



**Figura 3.13 - Malha de elementos finitos triangulares e aplicação da pressão ferrostática (Barber *et alii*, 1985).**

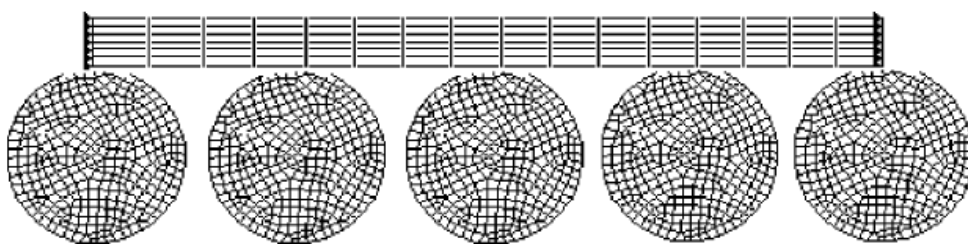
Barber *et alii* (1985) fixaram os nós em contato com os rolos tanto em x como em y, não permitindo o deslocamento na direção x para os nós restantes.



O estudo desenvolvido por Grill *et alii* (1976) baseia-se na teoria de análise mecânica em estruturas. Como em outros modelos, a ideia geral é assumir que o corpo pode ser subdividido em um número discreto de elementos.

Pascon (2004) propôs um modelo chamado “2D1/2” valendo-se do conceito do estado plano de deformações. Esta abordagem consiste na modelagem de uma pequena seção do veio, perpendicular à direção de lingotamento. Considerando velocidades constantes de lingotamento, o passo de tempo representa precisamente a posição desta seção dentro de todo o trajeto percorrido no veio.

Ha *et alii* (2001) desenvolveram um modelo 2D de elementos finitos utilizando o *software* comercial ANSYS, conforme mostrado na Figura 3.14. Neste modelo, tanto para os rolos, quanto para a placa foram empregados 2319 nós, considerando-se 77 mm de pele solidificada e espaçamento entre rolos de 340 mm.



**Figura 3.14 - Malha de elementos finitos para simulação do abaulamento (Ha *et alii*, 2001).**

Qin *et alii* (2014) desenvolveram um modelo de elementos finitos empregando o *software* comercial Abaqus. Neste trabalho foram utilizadas duas abordagens, 2D e 3D, com intuito de comparação. No modelo 3D foram utilizados elementos C3D8T, que são do tipo hexagonal e permitem avaliações com variações de condutividade térmica em função da temperatura. Para a condição 2D, foi empregado o elemento do tipo quadrático CPE4T, que também permite variações de condutividade e deslocamentos em função da temperatura. Em ambos os modelos são empregados contatos do tipo dinâmico entre os rolos e a placa. No modelo 3D, a utilização do conceito de simetria diminui consideravelmente o tempo de simulação do modelo.

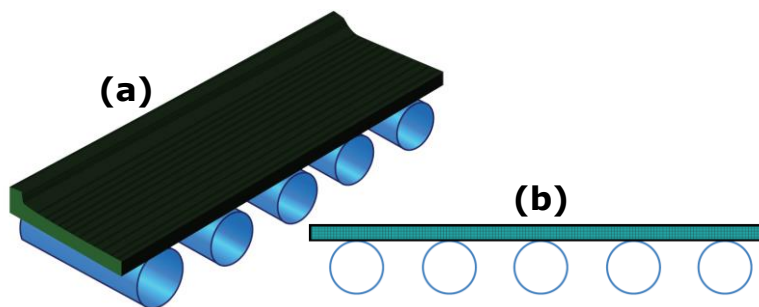


Figura 3.15 - Desenho esquemático do modelo de elementos finitos de abaulamento 3D (a) e 2D (b) (Qin *et alii*, 2014).

### 3.3.1 Modelos analíticos e empíricos

A avaliação da deformação ( $\varepsilon_u$ ) associada ao desencurvamento de placas segundo Han *et alii* (2001) pode ser feito a partir de um modelo empírico, conforme a equação (3.12). Tem-se  $d$  como a espessura da placa,  $s$  a espessura solidificada e  $R$  os raios de curvamento ou desencurvamento.

$$\varepsilon_u = 100 \times \left( \frac{d}{2} - s \right) \times \left( \frac{1}{R_{n-1}} - \frac{1}{R_n} \right) \quad (3.12)$$

Reynolds *et alii* (2003) elucidam o fenômeno de abaulamento da pele em solidificação a partir da Figura 3.16, que consiste na deformação ( $\varepsilon_b$ ) desta pele.

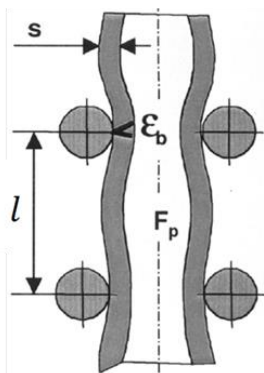


Figura 3.16 - Desenho esquemático do abaulamento da pele em solidificação (Reynolds *et alii*, 2003).

Na equação (3.13) a deformação de abaulamento ( $\varepsilon_b$ ) dada em % é função da pressão ferrostática,  $F_p$ , dada em [MPa], do espaçamento entre rolos ( $l$ ) em [mm], da espessura da pele solidificada ( $s$ ) em [mm] e da constante da tensão de abaulamento ( $C_b$ ). Reynolds *et alii* (2003) não indicaram o valor desta constante.

$$\varepsilon_b = \frac{F_p l^3}{C_b s^3} 100 \quad (3.13)$$

De acordo com Han *et alii* (2001), trincas internas têm sua origem em função de tensões excessivas na pele em solidificação. No lingotamento contínuo, o abaulamento, o curvamento e descurvamento, e o desalinhamento de rolos implicam em tensões na frente de solidificação. A partir de equações empíricas, estas solicitações foram calculadas para uma máquina com quatro pontos de descurvamento. Nesse caso, utilizou-se a técnica de *sulphur print* para validar o modelo. A equação (3.14), similar à equação (3.13), de acordo com Han *et alii* (2001), pode ser utilizada para o cálculo da deformação de abaulamento.

$$\varepsilon_b = \frac{1600 s \delta_b}{l^2} \quad (3.14)$$

Em que  $\varepsilon_b$  é a deformação de abaulamento,  $s$  a espessura da pele solidificada [mm],  $\delta_b$  é a deflexão de abaulamento [mm] e  $l$  é o espaçamento entre rolos [mm].

Segundo Han *et alii* (2001), a deflexão de abaulamento pode ser expressa pela equação (3.15):

$$\delta_b = \frac{F_p l^4 t^{1/2}}{32 E_e s^3} \quad (3.15)$$

Sendo  $F_p$  a pressão ferrostática,  $t$  o tempo para a placa percorrer o espaçamento ( $l$ ),  $E_e$  o módulo de Young [ $\text{N/cm}^2$ ]. De acordo com Han *et alii* (2001),  $E_e$  pode ser calculado conforme equação (3.16):

$$E_e = \frac{T_s - T_m}{T_s - 100} \cdot 10^6 \quad (3.16)$$

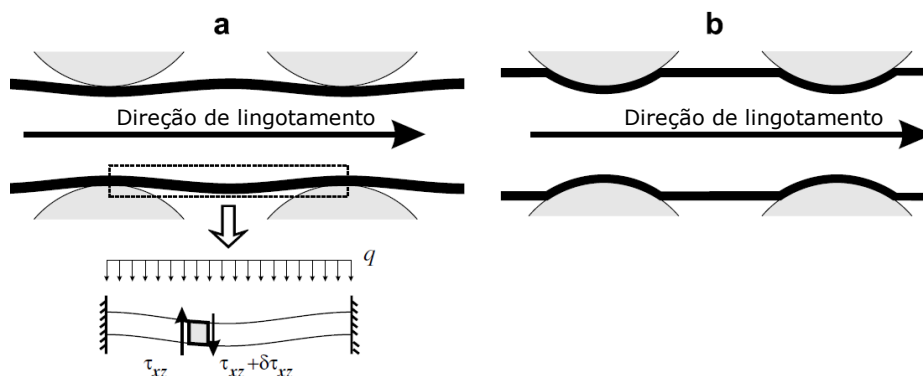
Sendo  $T_s$  é a temperatura *solidus* [°C] e  $T_m$  representa a temperatura média entre a da superfície e a *solidus* [°C]. Substituindo o módulo de Young da equação (3.16) na equação (3.15), obtém-se a equação (3.17).

$$\delta_b = \frac{F_p l^4 t^{1/2}}{32 s^3} \cdot \left( \frac{T_s - T_m}{T_s - 100} \right) \cdot \frac{1}{10^6} \quad (3.17)$$

A deformação por abaulamento é obtida com a substituição da equação (3.17) na equação (3.15), obtendo-se, assim, a equação (3.18):

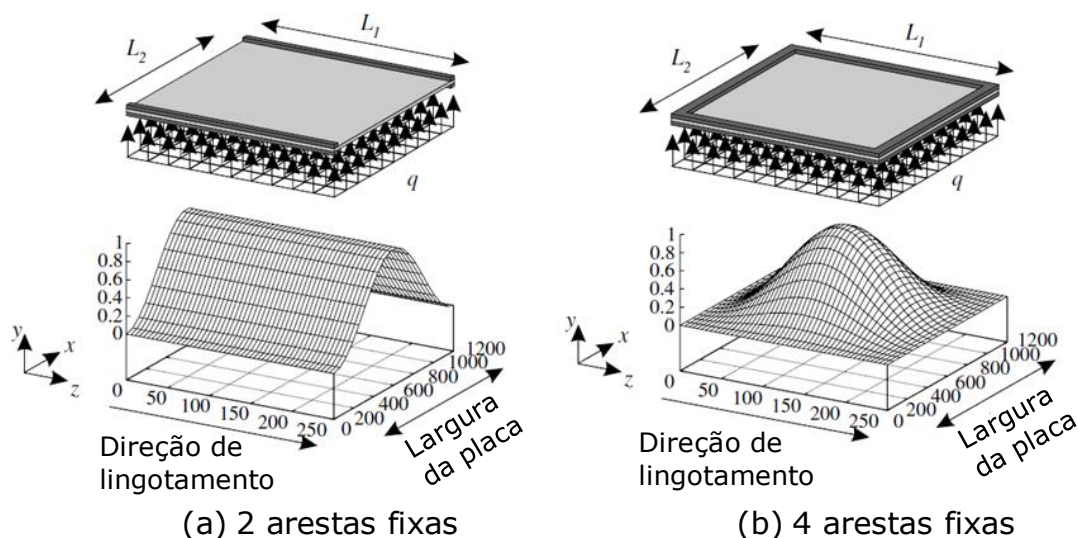
$$\varepsilon_b = \frac{1600 s F_p l^4 t^{1/2}}{l^2 32 s^3} \cdot \left( \frac{T_s - T_m}{T_s - 100} \right) \cdot \frac{1}{10^6} \quad (3.18)$$

Conforme Pascon (2000), os modelos clássicos utilizando uma seção transversal do veio não descrevem o efeito da tensão cisalhante. A Figura 3.17(b) mostra um desenho esquemático deste fenômeno, em que a ausência desta tensão não permite a transmissão da força de cisalhamento, que é fundamental para a descrição do abaulamento.



**Figura 3.17 - Desenho esquemático do abaulamento de placas com (a) e sem (b) força de cisalhamento (Pascon, 2000).**

A partir de dois modelos teóricos de previsão do abaulamento, Pascon (2000) mostra o efeito do abaulamento com duas condições de contorno diferentes. Uma, conforme a Figura 3.18 (a), com a fixação apenas das arestas na direção de lingotamento. Na segunda (b), fixou-se também na direção da largura, sendo esta a modelagem mais realista do processo em termos de resultados.



**Figura 3.18 - Resultado comparativo de previsão de abaulamento com pressão ferrostática com duas (a) e quatro (b) arestas fixas (Pascon, 2000).**

Conforme Pascon (2000), tem-se a equação (3.19) para previsão do abaulamento de placas.

$$\delta_b = \frac{F_p l^4}{\frac{\pi^4 E s^3}{1-\nu^2} \left(\frac{L}{l}\right) + \frac{2}{3} \left(\frac{L}{l}\right)^2 + 1} \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi x}{l}\right)\right] \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi y}{L}\right)\right] \quad (3.19)$$

Em que  $F_p$  representa a força relacionada à coluna ferrostática,  $E$  o módulo de Young,  $l$  o espaçamento entre rolos,  $L$  a largura da placa,  $s$  a espessura solidificada,  $\nu$  a razão de Poisson. Assim como,  $x$  e  $y$  são as posições no espaçamento entre rolos e na largura, respectivamente. Neste contexto, o abaulamento máximo ocorre na metade da largura e do espaçamento entre rolos, zerando os termos de cosseno.

Ogibayashi *et alii* (1991) propuseram uma regressão com a forma da equação de Arrhenius para estimar o abaulamento, conforme apresentado na equação (3.20). Nesta equação  $T_s$  representa a temperatura [°C] da superfície da placa e  $F_p$  a pressão ferrostática dada em  $\text{kgf/cm}^2$  sendo as outras variáveis expressas em mm.

$$\delta_b = 1,893 \times 10^{-3} \frac{l^{3,3}}{s^{2,85}} F_p^{1,22} \exp\left(\frac{-5755}{T_s + 273}\right) \quad (3.20)$$

Outra forma de se calcular a intensidade de abaulamento é apresentada na equação (3.21), a partir de modelo proposto pela British Steel (1998).

$$b \text{ [mm]} = \exp(-78,277) L^{3,607} T^{7,757} p^{0,891} d^{-2,065} \quad (3.21)$$

Sendo: L o espaçamento entre rolos [mm], T a temperatura superficial da placa [°C], p a pressão ferrostática [ $\text{N/m}^2$ ] e d a espessura da pele solidificada [mm].

Com a informação do abaulamento, calcula-se a deformação a partir da equação (3.22) (British Steel, 1998).

$$\varepsilon_b \text{ [%]} = e^{35,005} L^{-2,081} T^{-3,861} d^{0,990} b^{1,038} \quad (3.22)$$

Estas equações apresentadas serão analisadas para as condições de processo simuladas no modelamento matemático, comparadas e discutidas.

### 3.3.2 Modelos matemáticos

Qin *et alii* (2014) concluíram que a deformação por abaulamento é fortemente influenciada pela relação entre a largura e a espessura do produto em solidificação, conforme mostrado na Figura 3.19 (a). O modelamento 2D com o *software* Abaqus mostrou que os resultados de abaulamento são próximos dos previstos pelo modelamento 3D, quando se tem relação largura/espessura acima de seis. De acordo

com a Figura 3.19 (b), para a relação entre largura e espessura de 4,8, o abaulamento máximo do modelo 2D é igual 1,74 mm e para o 3D equivale a 1,62 mm.

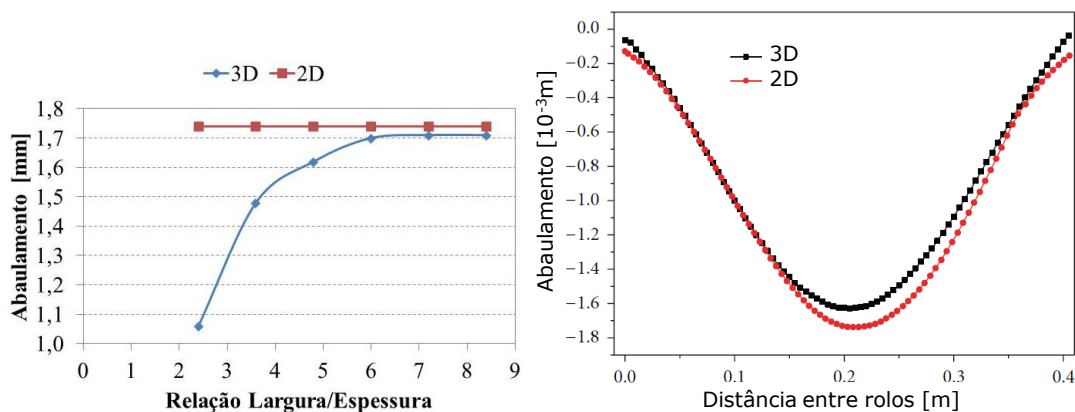


Figura 3.19 - Efeito do tipo de modelo no abaulamento entre rolos (Qin *et alii*, 2014).

Para a situação da Usina de Ipatinga, onde as placas produzidas têm espessura de 252 mm, as larguras críticas para o abaulamento segundo a relação descrita por Qin *et alii* (2014) são da ordem de 1600 mm.

Os resultados obtidos por Qin *et alii* (2014) estão de acordo com os de Okamura *et alii* (1989), conforme mostra a Figura 3.20. Percebe-se que para larguras inferiores a 1300 mm ou relação largura/espessura menor que 5,1 os modelos 2D e 3D divergem.

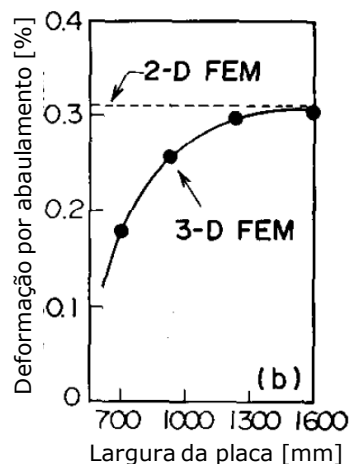


Figura 3.20 - Efeito do tipo de modelo na deformação [%] por abaulamento (Okamura, 1989).

A partir de modelamento matemático via elementos finitos, Andrade (1988) avaliou o efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento para as máquinas de lingotamento





Figura 3.22 - Avaliação do abaulamento entre rolos (Santos, 1991).

Triolet *et alii* (2005) mostraram, por meio de simulação computacional, conforme mostra a Figura 3.23, que o abaulamento na face inferior é maior do que na face superior. Esta conclusão era esperada visto que a componente da força peso atua no sentido da face inferior.

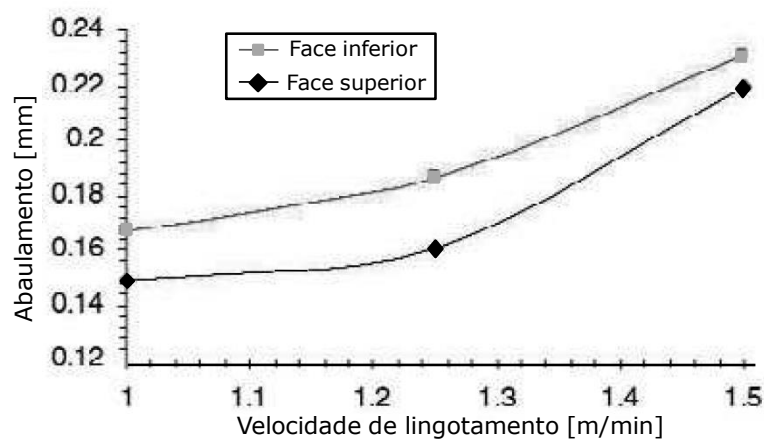


Figura 3.23 - Efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento por face (Triolet 2005).

O efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento é ilustrado na Figura 3.24 considerando os resultados obtidos por Ha *et alii* (2001). Percebe-se que o aumento da velocidade, diminui a espessura da pele solidificada, elevando assim consideravelmente o abaulamento.

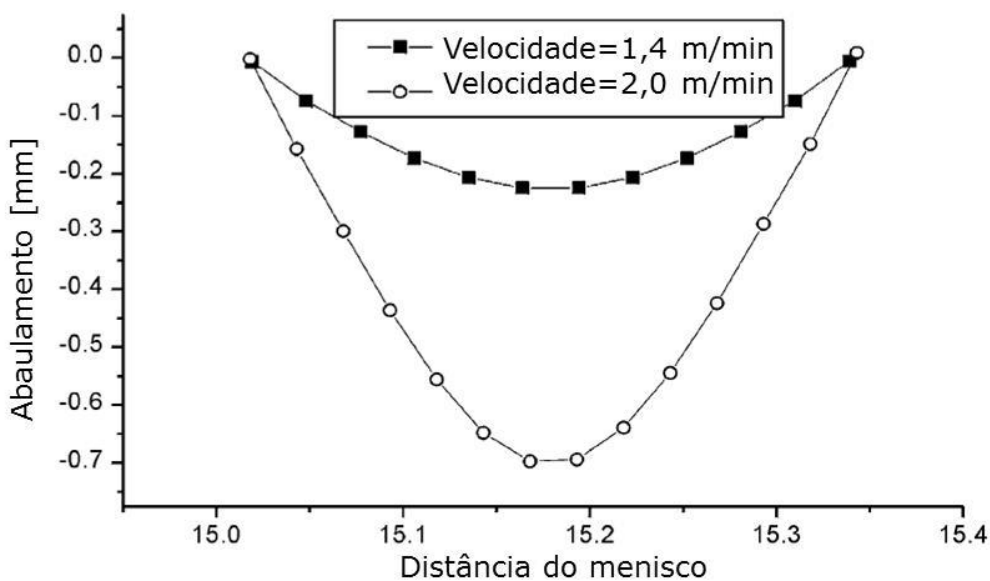


Figura 3.24 - Efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento (Ha *et alii*, 2001).

A Figura 3.25 mostra o efeito da distância entre rolos no abaulamento, conforme resultados obtidos por Andrade (1988). Aumentando a distância entre rolos de 39 para 78 cm, o abaulamento é elevado consistentemente. Esta condição de se dobrar a distância entre rolos tem por objetivo simular o efeito de um rolo desalinhado, que perde o contato com a placa.

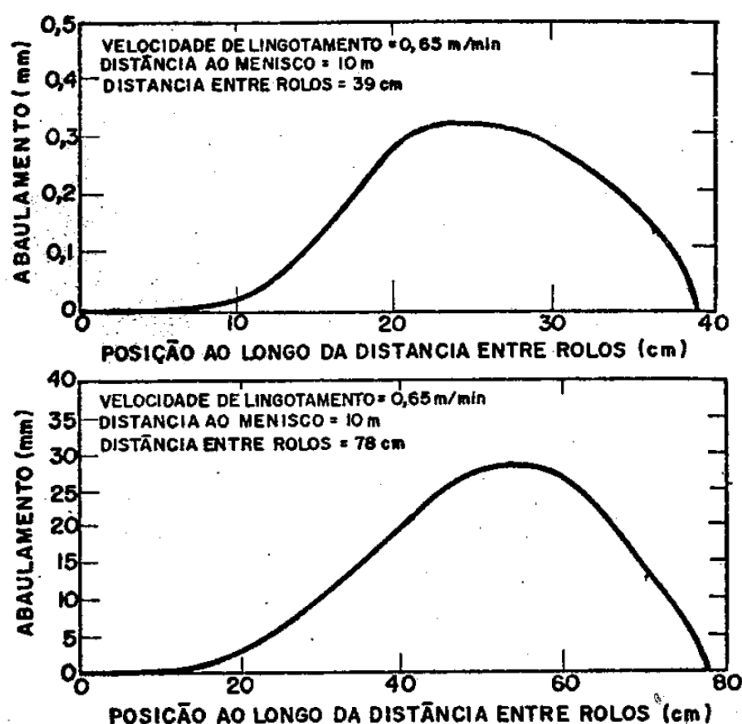
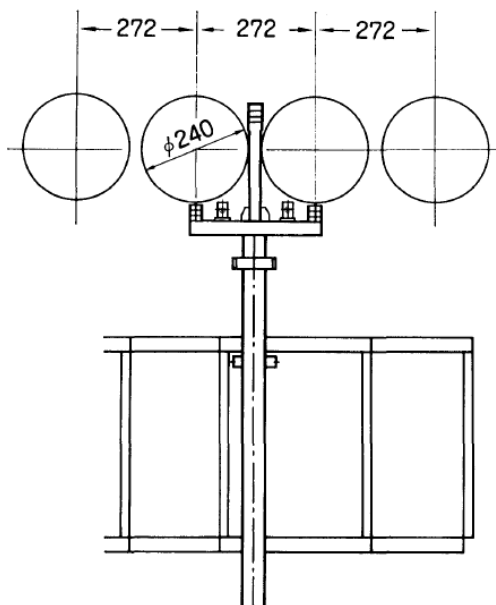


Figura 3.25 - Efeito da distância entre rolos no abaulamento (Andrade, 1988).

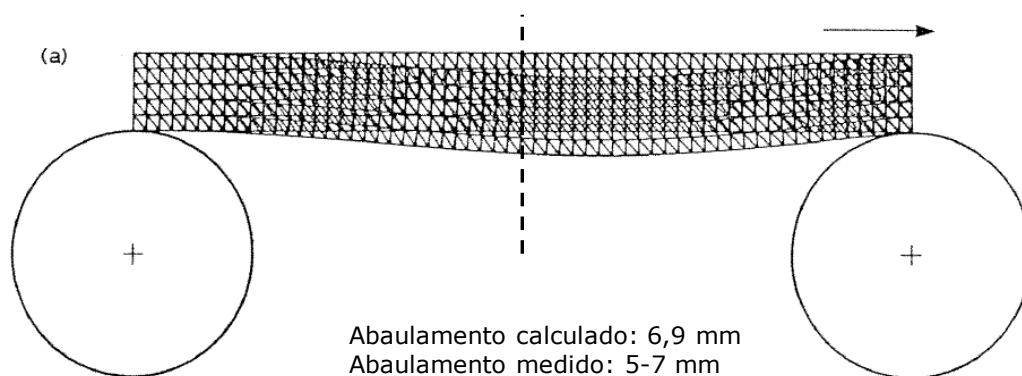
Em aparato experimental, Saeki *et alii* (1984) mostraram que 0,2 mm de abaulamento em placas pode afetar significativamente a segregação central no produto solidificado. Saeki *et alii* (1984) avaliaram o efeito do espaçamento entre rolos no abaulamento de placas por meio de um sensor posicionado na parte inferior da máquina N°1 da NSSMC da Usina de Nagoya. A Figura 3.26 mostra-se este sensor, que também pode medir o movimento da placa e a deformação dos rolos. Neste estudo, Saeki *et alii* (1984) comprovaram que a utilização de rolo com menor espaçamento e subdivisões com mancais tende a diminuir o abaulamento. A diminuição do espaçamento de rolos, implica também em se reduzir o diâmetro desses rolos e desta forma a sua resistência,

portanto tem-se como solução aumentar as divisões com intuito de reduzir as deformações.



**Figura 3.26 - Desenho esquemático do aparato de medição do abaulamento de placas (Saeki, 1984).**

A Figura 3.27 mostra, em estudo realizado por Barber *et alii* (1985), a malha deformada por abaulamento, sendo o valor calculado de 6,9 mm e medido entre 5 e 7 mm. O espaçamento entre rolos foi de 860 mm, de forma que se pudesse comparar os valores simulados com resultados experimentais.



**Figura 3.27 - Abaulamento na face inferior e valores calculado e medido (Barber *et alii*, 1985).**

Conforme visto na Figura 3.28, com a malha simulada distorcida, o abaulamento calculado por Barber *et alii* (1985) foi de 0,35 mm, para espaçamento entre rolos de

363 mm, espessura de pele solidificada de 77 mm e velocidade de lingotamento igual a 0,80 m/min.

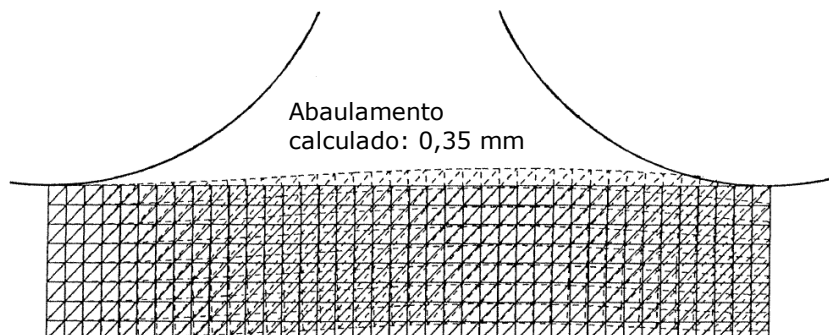


Figura 3.28 - Abaulamento calculado para a face superior da placa (Barber *et alii*, 1985).

A partir de simulações de uma sequência de 6 pares de rolos de lingotamento, conforme apresentado na Figura 3.29, Kajitani *et alii* (2001) mostraram que variações da concentração de carbono na linha central do produto solidificado são fortemente afetadas pelo abaulamento de placas. A distância do eixo representa a origem definida por Kajitani *et alii* (2001) que englobam os 6 pares de rolos na região onde atua o *soft reduction*, ou seja, nas proximidades do ponto final de solidificação.

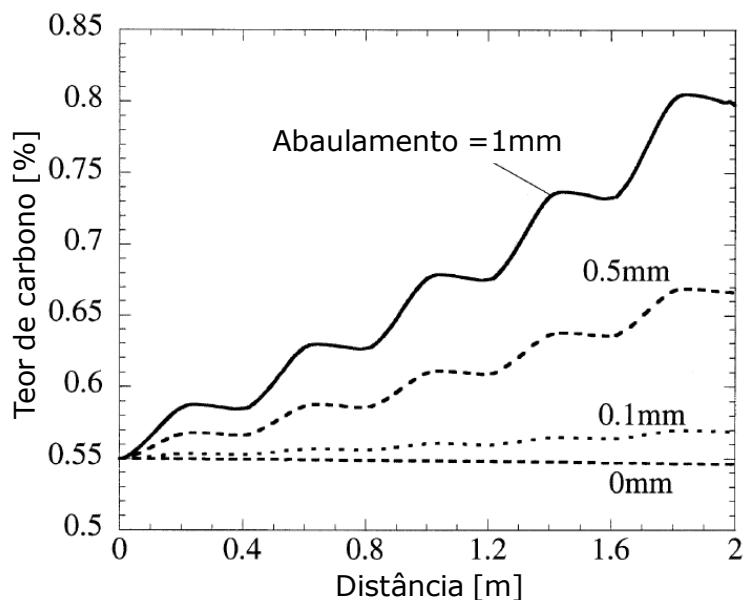


Figura 3.29 - Influência do abaulamento na linha de segregação (Kajitani *et alii*, 2001).

Conforme visto na Figura 3.30, de acordo com Barber apud Santos (1991), a partir de larguras de placa da ordem de 1250 mm o abaulamento é constante. Além disso, o efeito da pressão ferrostática mostra-se expressivo, pois o abaulamento é mais significativo nas maiores distâncias ao menisco.

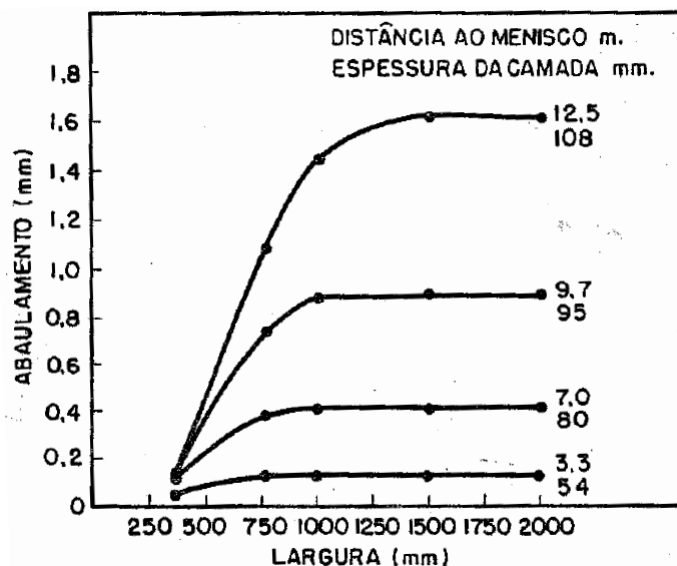


Figura 3.30 - Influência da largura de placa no abaulamento (Santos, 1991).

Conforme apresentado na Figura 3.31, o desenho esquemático do veio elaborado por Triolet *et alii* (2005) mostra que o tensor de tensões ( $\sigma_{yy}$ ) atua de forma alternada entre compressão e tração. Na superfície do veio em contato com o rolo existe o efeito da compressão e na superfície livre entre os rolos atua a tração.

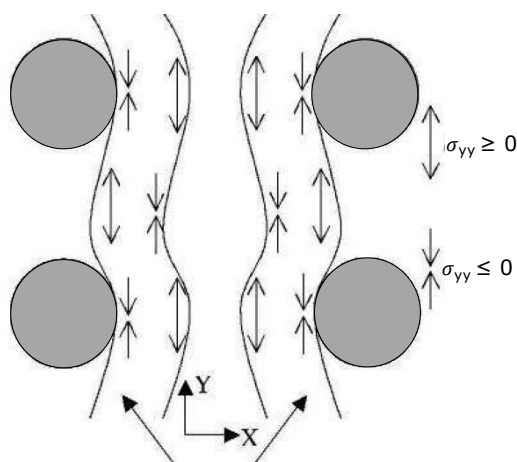
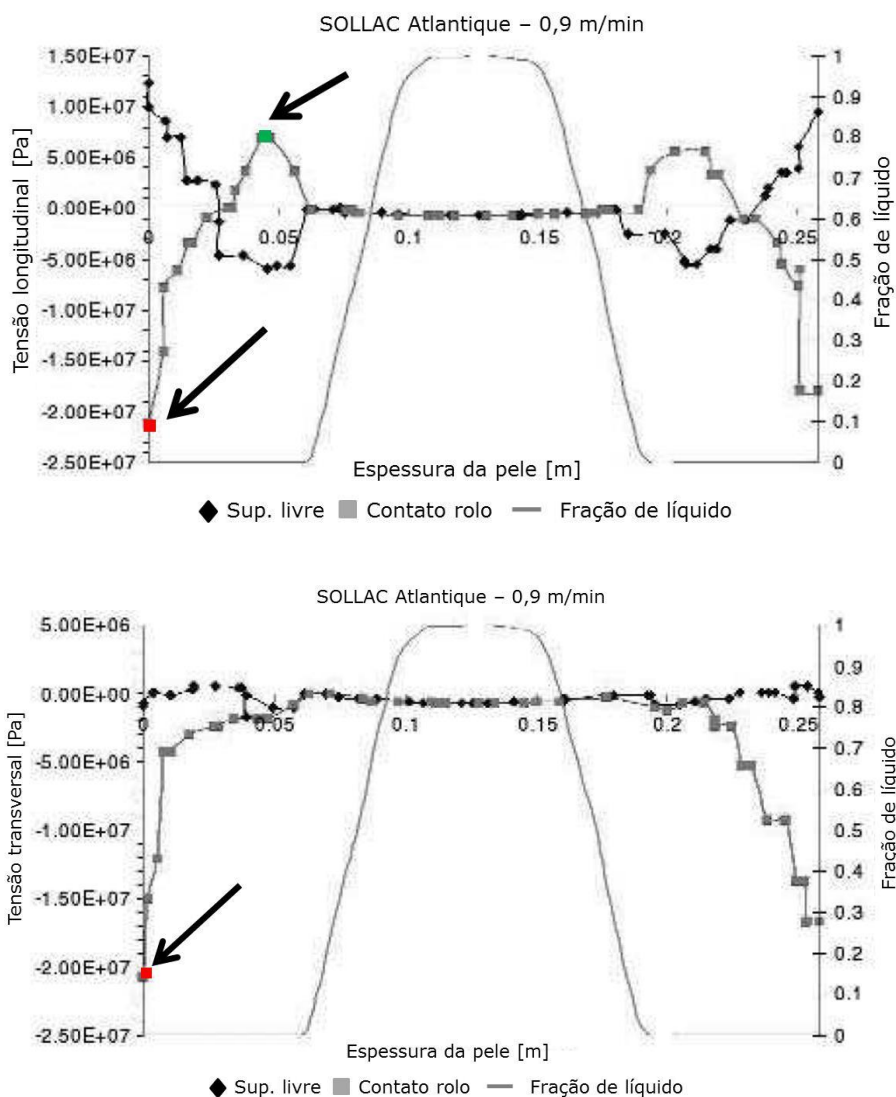


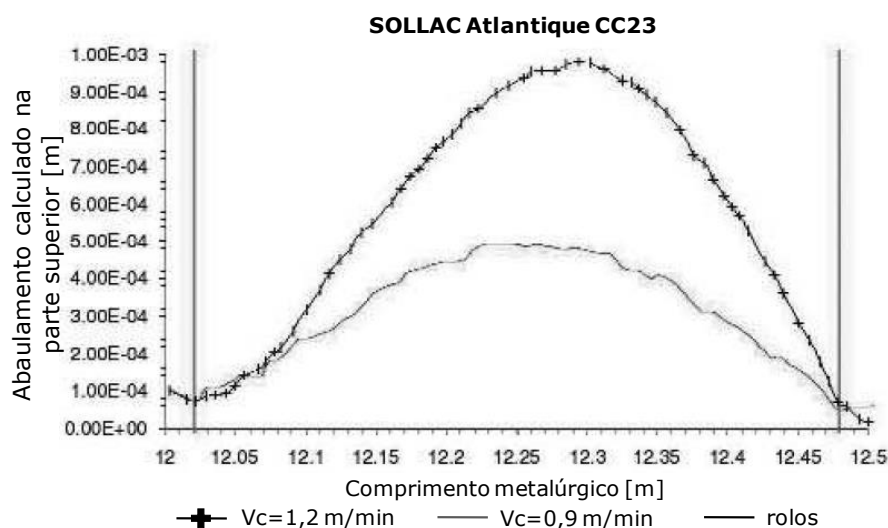
Figura 3.31 - Seção longitudinal do veio com abaulamento mostrando as solicitações de tração e compressão (Triolet *et alii*, 2005).

A simulação numérica de Triolet *et alii* (2005) mostra este efeito de tração e compressão alternada de forma quantitativa nas direções transversal e longitudinal da placa, de acordo com a Figura 3.32. Percebe-se que para a direção longitudinal ocorre uma tensão de compressão de -20 MPa, conforme destacado em vermelho e para a transversal tem-se 10 MPa em verde na figura.



**Figura 3.32 - Tensões longitudinal e transversal calculadas em função da espessura no contato entre rolos e na superfície livre (Triolet *et alii*, 2005).**

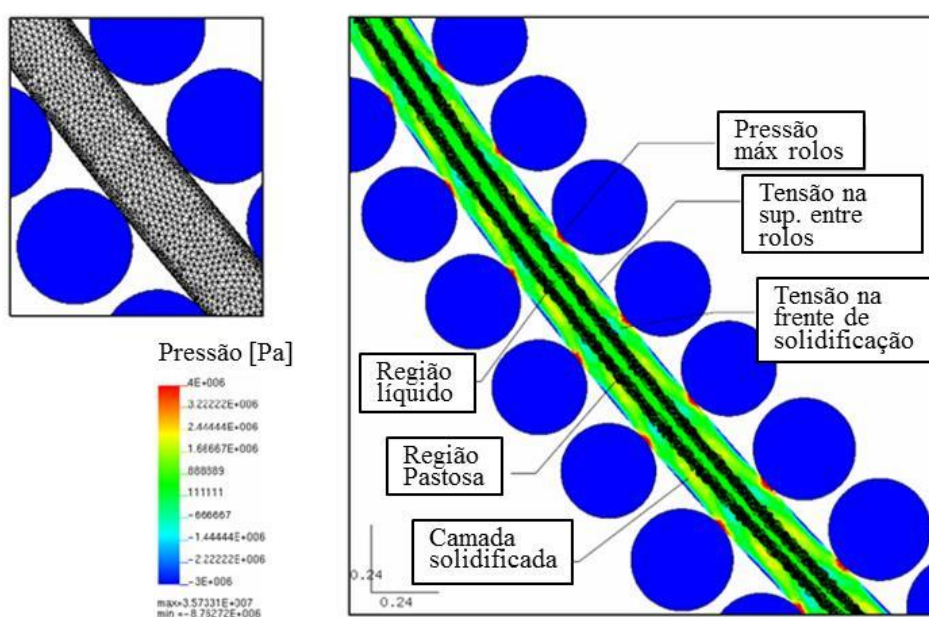
A Figura 3.33 mostra os resultados obtidos por Triolet *et alii* (2005), ilustrando o efeito da velocidade de lingotamento sobre o abaulamento.



**Figura 3.33 - Efeito da velocidade de lingotamento no abaulamento (Triolet, 2005).**

Conforme a Figura 3.33, o incremento de velocidade de 0,3 m/min de 0,9 para 1,2 m/min eleva o abaulamento calculado em duas vezes.

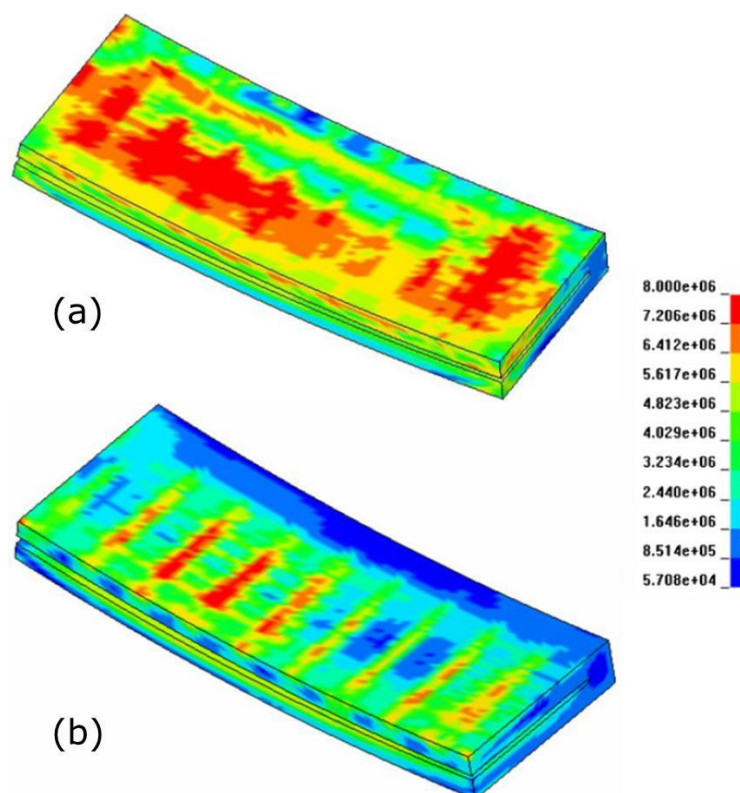
Bellet *et alii* (2004) elaboraram um modelo termoestrutural com uma abordagem 2D transiente, onde propuseram um método alternativo ao cálculo por camada (*slice*), que seria basicamente a implementação do conceito de malha adaptativa que, aplicada ao lingotamento, consiste na mudança da malha em função do avanço da frente de solidificação. A Figura 3.34 mostra um dos resultados obtidos por Bellet *et alii* (2004).



**Figura 3.34 - Malha e campo de pressão da placa em solidificação (Bellet *et alii*, 2004).**

A Figura 3.34 mostra uma ilustração dos cálculos na metade da região de resfriamento secundário, no comprimento de 11 m. Na região superior à esquerda, observa-se uma das malhas obtidas, com elementos de 20 mm. À direita, percebe-se uma distribuição da pressão com campos de compressão e tração. A zona pastosa é indicada pelas regiões com linhas cheias no centro da placa.

Wang *et alii* (2011) simularam, utilizando o software ANSYS LS-Dyna, o desencurvamento de placas, alterando as vazões de água no resfriamento secundário com foco na redução de trincas em placas de 220 mm de espessura ligadas ao Nb e destinadas à produção de chapas grossas. Os pesquisadores relatam conforme visto na Figura 3.35 a diminuição global das tensões. Percebe-se que a tensão no contato do rolo com a placa manteve-se nos mesmos módulos, possivelmente devido à pressão ferrostática e atrito.



**Figura 3.35 – Campo de tensões via ANSYS LS-Dyna antes (a) e após (b) as modificações no plano de resfriamento (Wang *et alii*, 2011).**



Schiefermüller *et alii* (2011) simularam empregando uma abordagem 3D o final do curvamento de placas de espessura de 355 mm após a grande reforma de uma máquina de lingotamento contínuo, sendo os resultados apresentados na Figura 3.36. Este modelo foi elaborado empregando o *software* comercial Abaqus. Os pesquisadores ajustaram a conicidade (*taper*) do molde de lingotamento a partir das simulações com intuito de diminuir as tensões e deformações e melhorar o índice de trincas nas proximidades das bordas das placas produzidas.

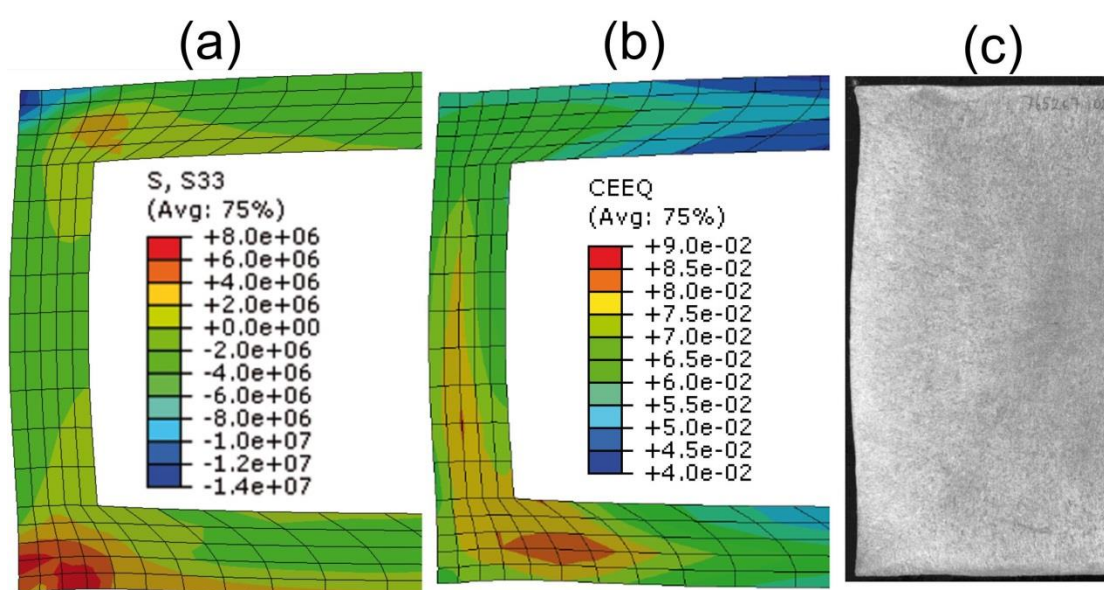


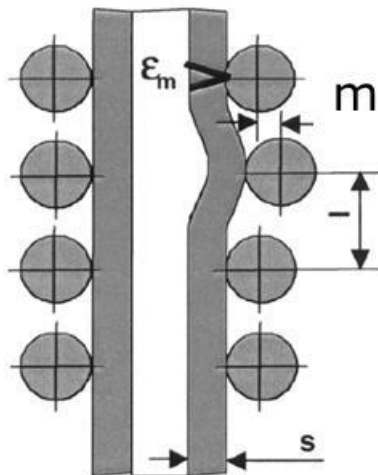
Figura 3.36 – Campo de tensões (a), deformação por fluência (b) e seção da placa produzida. (Schiefermüller *et alii*, 2011).

Percebem-se nos resultados visualizados de literatura que na simulação termomecânica do veio de lingotamento contínuo, têm sido considerados os fenômenos de fluência e plasticidade de maneira integrada via modelo de Anand para alguns casos ou separada e sendo nomeada por viscoplástica.

A seguir é discutido o efeito do desalinhamento de rolos nas tensões e deformações.

### 3.4 Efeito do desalinhamento de rolo

A Figura 3.37 mostra um desenho esquemático evidenciando o desalinhamento de rolo em uma máquina de lingotamento contínuo.



**Figura 3.37 - Desenho esquemático do desalinhamento de rolo da máquina de lingotamento contínuo (Reynolds *et alii*, 2003).**

A partir da Figura 3.37 os principais parâmetros, segundo Reynolds *et alii* (2003), são evidenciados. A deformação de desalinhamento ( $\epsilon_m$ ), dada em %, é função do espaçamento entre rolos ( $l$ ) em [mm], espessura da pele solidificada ( $s$ ) em [mm] e do desalinhamento do rolo ( $m$ ).

A equação (3.23) mostra estes parâmetros relacionados para o cálculo da deformação de desalinhamento do rolo.

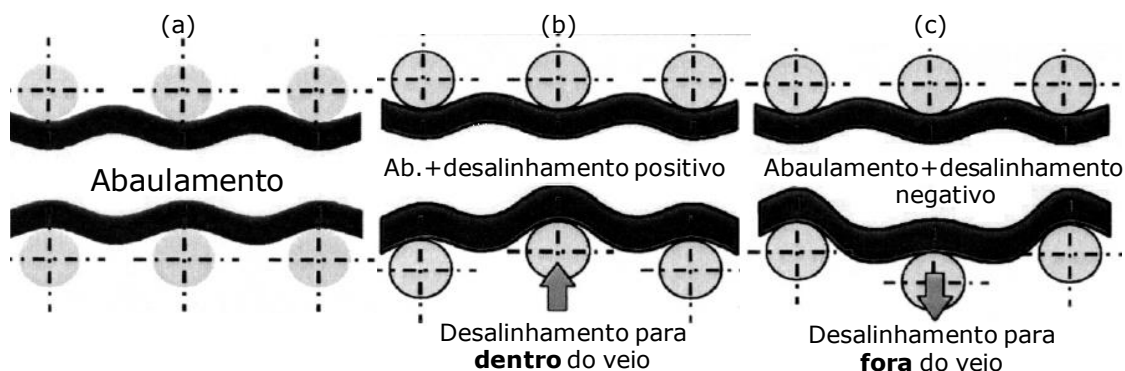
$$\epsilon_m = 1,15 \frac{3 sm}{l^2} 100 \quad (3.23)$$

Percebe-se, a partir da equação (3.23), que o aumento da espessura solidificada eleva a deformação de desalinhamento, enquanto que o aumento do espaçamento entre rolos diminui esta deformação.

Segundo Han apud Verma e Girase (2006), a deformação por desalinhamento do rolo pode ser avaliada conforme a equação (3.24), de forma similar à equação anterior.

$$\varepsilon_m = \frac{300 sm}{l^2} \quad (3.24)$$

A Figura 3.38 mostra a associação do abaulamento de placas com o desalinhamento de rolo tanto pressionando o veio (a) quanto afastando do veio (b).



**Figura 3.38 - Desenho esquemático da máquina de lingotamento contínuo e diagramas das solicitações (Reynolds, 2003).**

As causas para o desalinhamento de rolos, listadas por Reynolds *et alii* (2003), são:

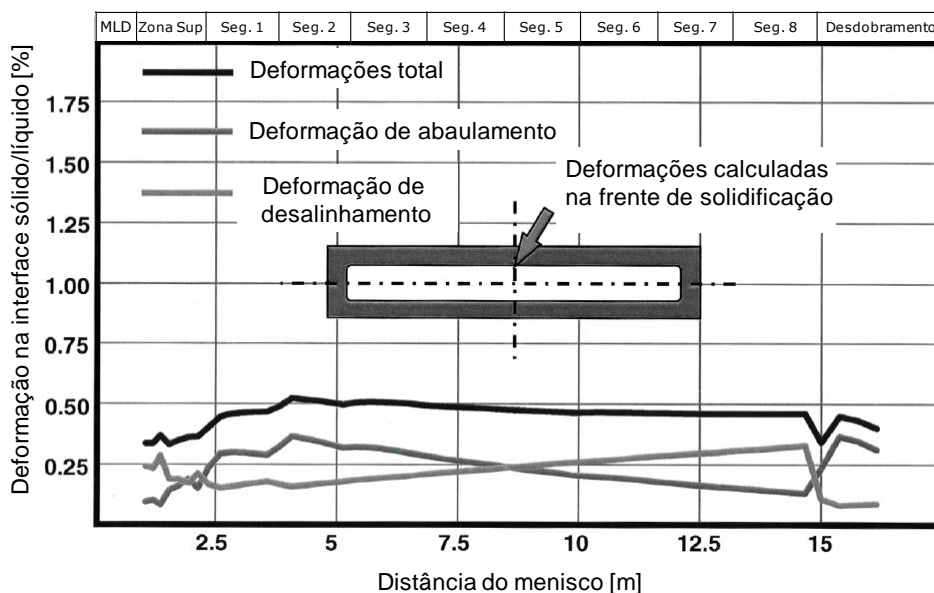
- folgas de rolamentos e suporte;
- excentricidade de rolos;
- flexão de rolos;
- desgaste de rolos.

Reynolds *et alii* (2003) afirmam que os valores típicos de desalinhamento de rolos são da ordem de 0,5 a 1,0 mm.

Percebe-se que é importante ressaltar que se deve estabelecer um nível tolerável de desalinhamento de rolos de forma que seja possível produzir com qualidade sem perder tempo com paradas excessivas.

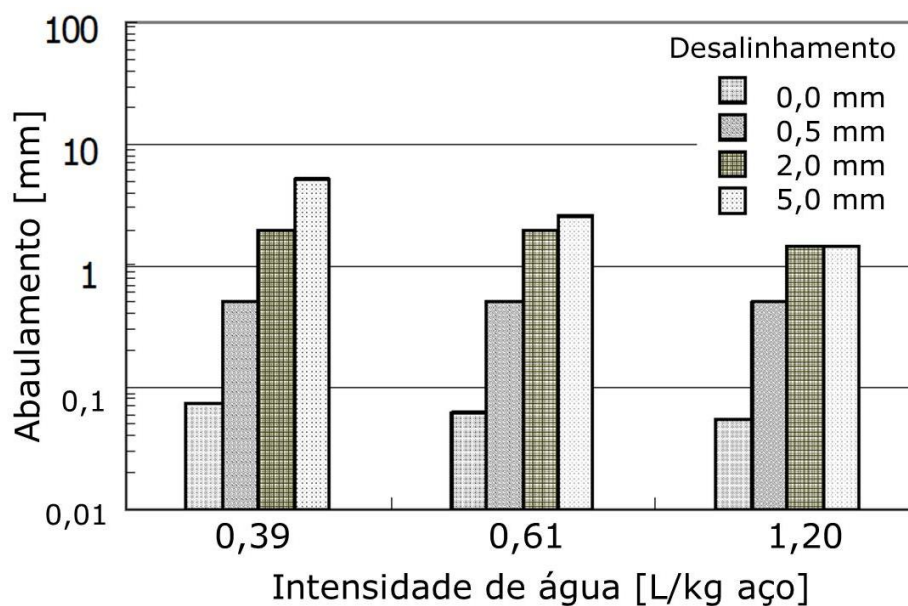
Reynolds *et alii* (2003) mostram, de acordo com a Figura 3.39, a deformação total (%) em função da extensão da máquina de lingotamento, sendo este fenômeno resultante da deformação por abaulamento e de desalinhamento. Percebe-se pelo diagrama exposto

que quando a deformação por abaulamento diminui, a de desalinhamento aumenta, e vice-versa, tendo em vista que o rolo perde contato com a pele, esta tende a se deformar até a posição do desalinhamento.



**Figura 3.39 - Diagrama da deformação em função da distância do menisco (Reynoldset alii, 2003).**

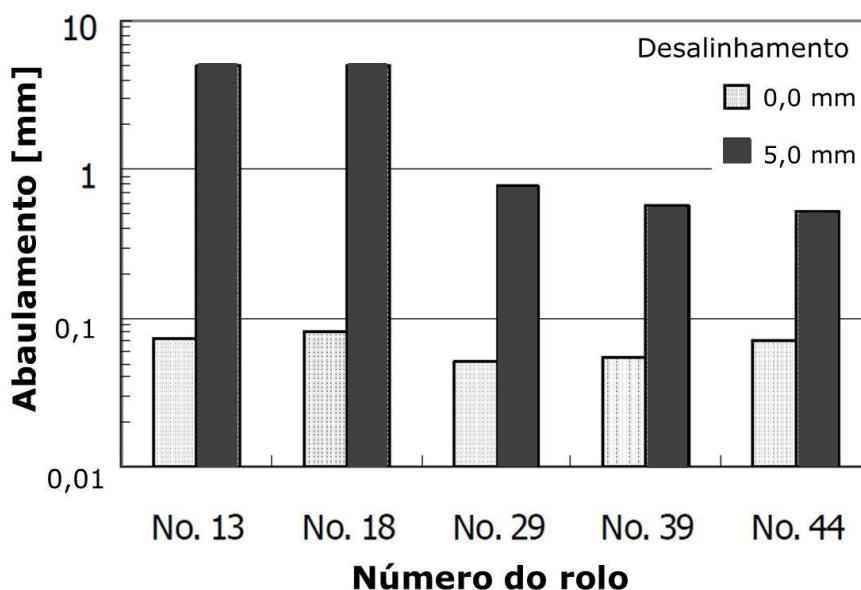
Na máquina de lingotamento N°1 (#1SCC) da China Steel avaliou-se, conforme visto na Figura 3.40, o efeito do abaulamento para diferentes níveis de desalinhamento de rolos e intensidade de resfriamento. A partir de simulações numéricas com o *software* CON1D, Lin e Thomas (2004) estudaram o efeito do desalinhamento de rolos no abaulamento de placas. O resfriamento suave (0,6 litros de água/kg aço) geralmente permite o abaulamento da placa de acordo com a intensidade do desalinhamento. Em contrapartida, com resfriamento elevado, e, conseqüentemente, o aumento da espessura da pele solidificada e temperaturas menores, o abaulamento é inferior ao desalinhamento. Contudo, sabe-se que o resfriamento excessivo pode culminar também em trincas. Portanto, deve-se alcançar um ponto ótimo que diminua o abaulamento e não gere trincas.



**Figura 3.40 - Efeito do desalinhamento de rolos no abaulamento para diferentes intensidades de resfriamento secundário (Lin e Thomas, 2004).**

De acordo com a Figura 3.40, visualiza-se uma elevação do abaulamento em função do desalinhamento, contrariando assim os resultados obtidos por Reynolds *et alii* (2003), vistos na Figura 3.39.

A partir da comparação do abaulamento em diferentes posições ao longo da máquina, sem e com um desalinhamento de rolo de 5 mm, conforme apresentado na Figura 3.41, Lin e Thomas (2004) mostram a importância da manutenção das máquinas. Ou seja, elevando-se o desalinhamento dos rolos, o abaulamento aumenta substancialmente.



**Figura 3.41 - Efeito do desalinhamento de rolos no abaulamento para diferentes posições na máquina (Lin e Thomas, 2004).**

Outra forma de se calcular a magnitude do abaulamento é apresentada na equação (3.25), conforme proposto por Patrick *et alii* (1996).

$$\varepsilon_m [\%] = \exp(73,985) l^{-3,826} T^{-8,616} s^{1,295} m^{1,683} \quad (3.25)$$

Sendo  $l$  representa a distância entre rolos [mm],  $T$  a temperatura [°C] superficial da placa,  $s$  a espessura [mm] da pele solidificada e  $m$  o desalinhamento [mm] do rolo.

Diante do que foi evidenciado com a revisão da literatura, percebe-se que existe divergência entre os resultados para as simulações numéricas de abaulamento e desalinhamento de rolos no lingotamento contínuo. Desta forma, pretende-se utilizar o *software* comercial ANSYS para verificar os modelos elástico, plástico e de fluência implementados neste software e suas aplicações ao lingotamento contínuo.

## 4 METODOLOGIA

Nesta etapa são descritas as condições e variações das simulações que foram executadas. O presente estudo analisou as condições reais das máquinas de lingotamento 1 e 2, da Aciaria 2, da Usina de Ipatinga.

Na Figura 4.1 é mostrado o fluxograma das principais atividades desenvolvidas durante a execução do trabalho, sendo que cada bloco é discutido em detalhes posteriormente.

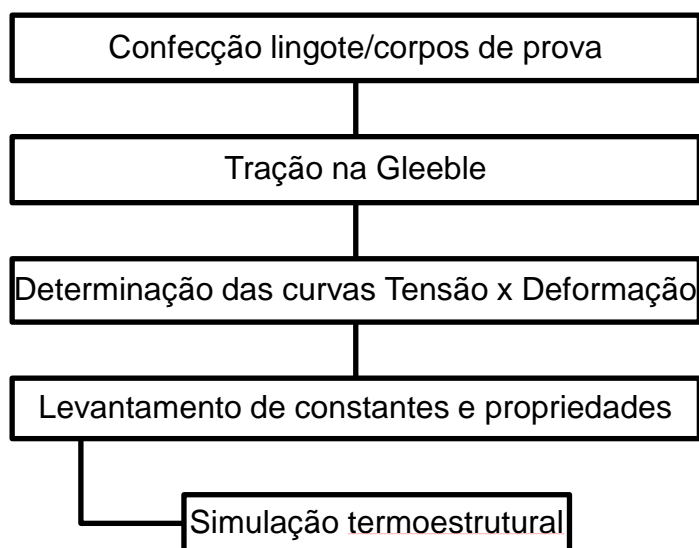


Figura 4.1–Fluxograma de atividades do projeto.

### 4.1 Ensaio de tração a quente

A composição química do aço utilizado neste estudo foi balizada em uma referência para a produção de aços que se enquadram na norma API (*American Petroleum Institute*) destinados a chapas grossas via resfriamento acelerado para a produção de tubos de transporte de petróleo e gás natural.

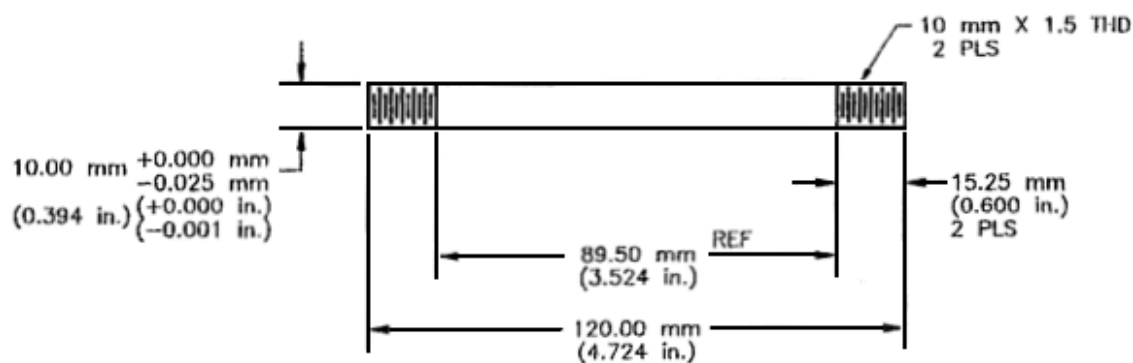
O lingote foi produzido no forno de indução a vácuo localizado no Laboratório de Aciaria e Laminação do Centro de Pesquisa da Usiminas. O forno produz corridas de 50 kg, que são vazadas em lingoteira de semelhante capacidade. A composição química obtida é apresentada na tabela IV.1.

**Tabela IV.1 – Composição química do aço.**

C	Mn	Si	P	S	Al	Nb	Cu	Ti	N <sub>t</sub>
0,084	1,63	0,23	0,013	0,0016	0,015	0,044	0,015	0,009	0,0038

Os lingotes produzidos foram laminados a quente até uma espessura de 15 mm visando ajuste das dimensões para confecção dos corpos de prova. A laminação foi realizada no laminador piloto localizado também no Laboratório de Aciaria e Laminação do Centro Pesquisa da Usiminas.

Após a laminação dos lingotes foram preparados corpos de prova cilíndricos com 120 mm de comprimento e 10 mm de diâmetro. Os corpos de prova foram retirados na direção de laminação das chapas. A Figura 4.2 apresenta um desenho esquemático dos corpos de prova com as suas respectivas dimensões.



**Figura 4.2–Dimensões dos corpos de prova.**

Posteriormente os corpos de prova foram direcionados para tração a quente.

#### 4.1.1 Tração a quente na Gleeble®

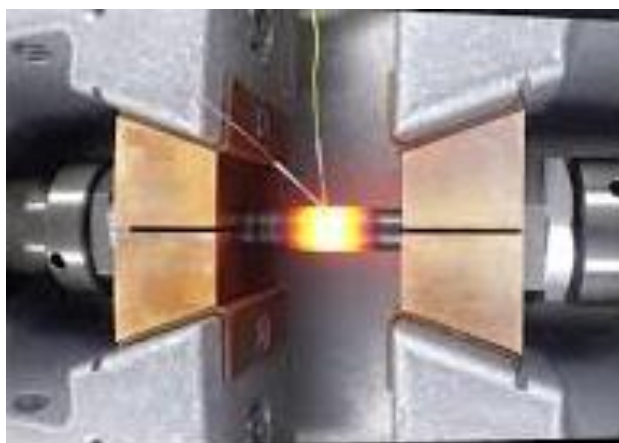


A Gleeble 3500 foi utilizada para a realização dos ensaios de tração a quente. Este equipamento permite realizar experimentos termomecânicos, por exemplo, de tensão/compressão em altas temperaturas, torção e outros. A aplicação pode ser para diversos ensaios tais como construção de diagramas CCT, simulação de condições de processamento de variados tipos, laminação a quente e a frio, forjamento, fusão e soldagem. Na Figura 4.3 pode ser visualizada uma fotografia do equipamento citado.



**Figura 4.3–Equipamento de ensaios termomecânicos - Gleeble.**

O corpo de prova é posicionado em uma câmara onde pode ser criado vácuo ou um gás injetado controlando o ambiente, conforme Figura 4.4. A pressão mínima na câmara chega a  $10^{-4}$  torr. O simulador é dotado de um sistema hidráulico que permite aplicar até 100 KN em tração e 200 KN em compressão com uma resolução de 0,1 KN. O aquecimento é realizado via efeito Joule, permitindo taxas de aquecimento da ordem de  $10.000^{\circ}\text{C/s}$ . Para o resfriamento, as garras de cobre, que são refrigeradas a água, favorecem elevadas taxas, além disso pode-se utilizar gases inertes ou nitrogênio líquido. A temperatura pode ser medida via termopares ou pirômetro.



**Figura 4.4**–Detalhamento da região onde o corpo de prova é ensaiado na Gleeble.

Sabe-se que o perfil de temperatura ao longo do corpo de prova varia, conforme visto na Figura 4.4. Assim foram posicionados termopares ao longo do comprimento do corpo de prova para determinação da área útil de deformação. Na Figura 4.5 podem ser visualizados dois corpos de prova, um deles ensaiado com tração e outro sem tração. Os termopares foram posicionados conforme apresentado na figura no centro do corpo de prova (cp), a 5 e 10 mm.



**Figura 4.5**–Corpos de prova ensaiados na Gleeble com e sem tração.

#### **4.1.2 Determinação do comprimento útil do corpo de prova**

Na Figura 4.6 é apresentado um gráfico da diferença de temperatura ao longo do comprimento do corpo de prova. As temperaturas foram mantidas constantes durante as medições, neste caso em 800, 900, 1000 e 1100°C. De acordo com o gráfico percebe-se que independente da temperatura, a variação é de aproximadamente 70 °C na distância de 5 mm. Enquanto que, para a distância de 10 mm do centro a temperatura varia consideravelmente, chegando a 325°C em relação ao centro quando configurado para 1100°C. Além disso, identifica-se uma variação maior para temperaturas mais altas.

Sendo assim, considerando a simetria do corpo de prova, entende-se que 10 mm é uma aproximação razoável para a região de concentração da deformação.

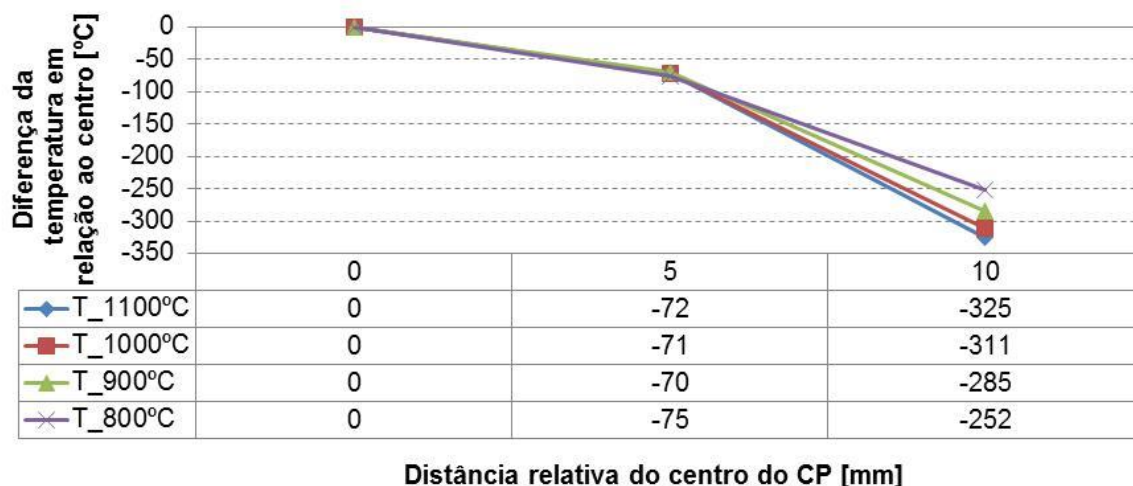


Figura 4.6–Diferença da temperatura em relação ao centro do CP em função da posição.

A deformação pode ser calculada uma vez que foi definido o comprimento inicial da região com temperatura aproximadamente uniforme no corpo de prova. A partir da equação (4.1) obtém-se a deformação com os termos  $l$  [mm], que representa o deslocamento da garra em tração na Gleeble e  $l_0$  [mm] que foi definido em 10.

$$\varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (4.1)$$

Para a construção das curvas de tensão versus deformação, necessita-se ainda da tensão. Esta pode ser obtida a partir da força aplicada pelo pistão na tração do corpo de prova e dividido pela área inicial do cp.

#### 4.1.3 Condições dos ensaios de tração a quente

A definição dos ciclos térmicos foi desenvolvida baseando-se no resfriamento da placa na máquina de lingotamento contínuo. A simulação matemática foi realizada utilizando o modelo desenvolvido por Andrade *et alii* (1993).

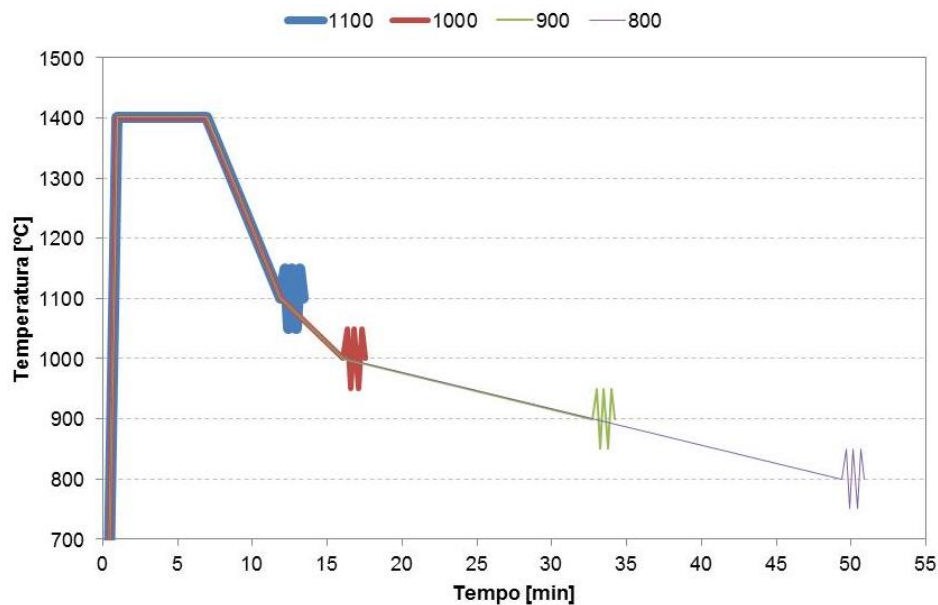
Visando definir as taxas de resfriamento no teste de ductilidade a quente, o perfil de temperaturas foi dividido em três regiões distintas. Para cada região foi realizado um ajuste linear. A partir destes ajustes foi possível obter a inclinação de cada região, apresentada na tabela IV.2.

**Tabela IV.2 – Parâmetros de referência das condições de resfriamento por região.**

Região	Inclinação [°C/m]	Taxa de resfriamento [°C/s]
1	73	1,0
2	31	0,4
3	10	0,1

Para obtenção das taxas de resfriamento bastou multiplicar o valor de cada inclinação pela velocidade de lingotamento em metro/segundo.

Utilizando as informações calculadas nos itens anteriores e informações da literatura foi possível definir o ciclo de teste para o ensaio. As deformações foram realizadas em quatro temperaturas: 1100°C, 1000°C, 900°C e 800°C, conforme visto na Figura 4.7. As temperaturas foram definidas em função das regiões críticas de lingotamento, regiões de curvamento e descurvamento da placa.



**Figura 4.7–Ciclos térmicos utilizados para realização dos ensaios de tração a quente.**

De mesmo modo, para as solicitações/deformações ocorridas no processo, é utilizada a situação mais crítica, ou seja, altas deformações. A taxa de deformação durante o curvamento/desencurvamento da placa, geralmente na faixa de  $10^{-3}$  a  $10^{-4}\text{s}^{-1}$ , depende basicamente da velocidade de lingotamento, sendo obtida pela Equação (4.2):

$$\dot{\epsilon} = \frac{tV}{2Rl} \quad (4.2)$$

Na Equação (4.2)  $\dot{\epsilon}$  é a taxa de deformação,  $t$  é a espessura da placa,  $V$  a velocidade de lingotamento,  $R$  o raio da máquina e  $l$  a distância entre os rolos no desencurvamento sendo que os valores e unidades são apresentados na tabela IV.3. Estes são referentes às máquinas 1 e 2 da Usiminas em Ipatinga.

**Tabela IV.3 – Parâmetros para o cálculo da taxa de deformação.**

Variável	Velocidade de lingotamento (V)	Distância entre rolos (l)	Raio básico da máquina (R)	Espessura da placa (t)
Unidade	m/s	m	m	m
Valor	0,013	0,389	7,9	0,252

Com base nos valores apresentados na tabela IV.3 aplicados à equação (4.1), obtêm-se um valor de  $5,6 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  para a taxa de deformação durante o teste.

Valendo-se das informações de temperatura e taxa de deformação, foram definidas as condições termomecânicas do ensaio na Gleeble.

As propriedades obtidas na tração a quente foram comparadas e discutidas com os resultados apresentados na revisão bibliográfica assim como as curvas tensão versus aplicadas nas simulações e regressões associadas às constantes do modelo de Anand discutidas a seguir.

## 4.2 Obtenção das constantes do modelo de Anand

Conforme apresentado na seção 3.1.3 da revisão bibliográfica, as constantes do modelo viscoplástico de Anand foram levantadas para os aços de uma forma geral. Neste

sentido foram ajustadas algumas destas constantes tendo como base os ensaios de tração a quente realizados na Gleeble, através de regressão múltipla. As regressões múltiplas executadas tiveram como referência as equações (3.10) e (3.11).

A obtenção das constantes foi realizada utilizando-se o *software* comercial Origin<sup>®</sup> versão 7.5. Na Figura 4.8 é mostrada a tela de configuração da equação com as variáveis dependentes e independentes e as constantes associadas. Neste exemplo, tem-se a Equação (3.10), implementada no campo maior em branco que correlaciona o limite de resistência em função da temperatura.

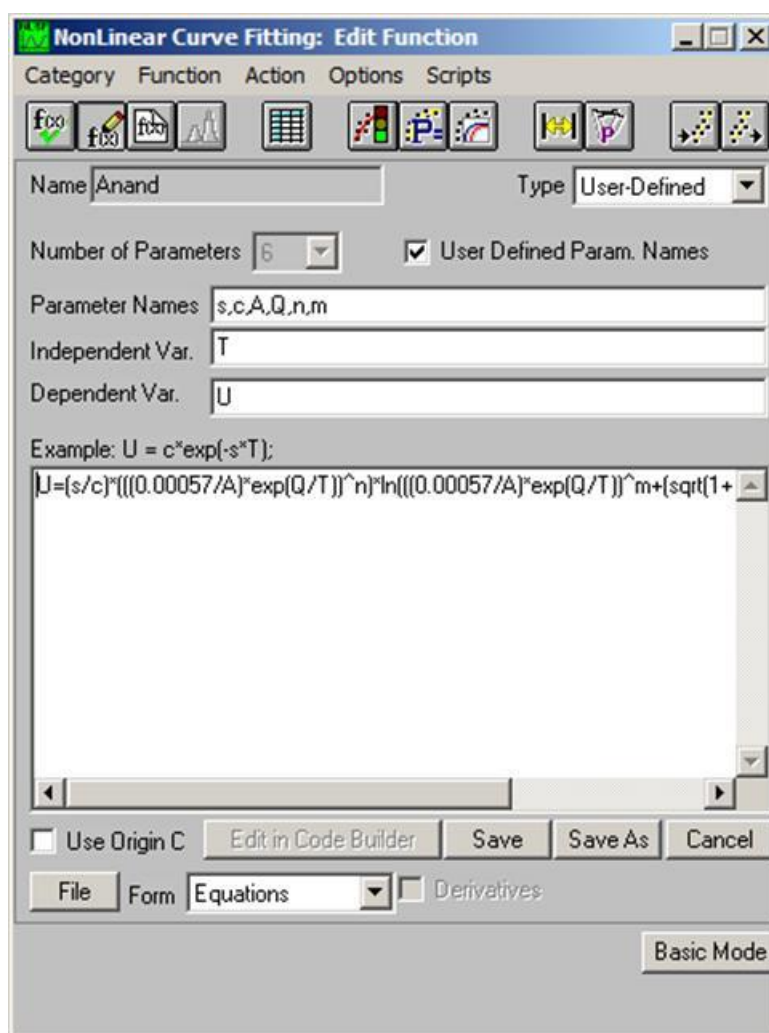
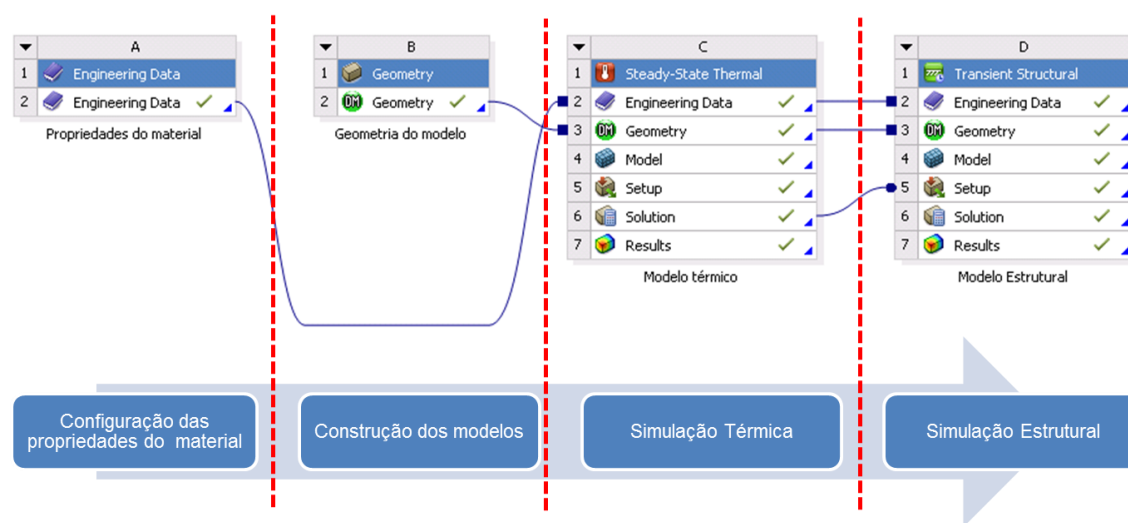


Figura 4.8 – Exemplo de tela de ajuste de regressão múltipla do *software* Origin 7.5.

A seguir são discutidos os detalhes da modelagem matemática via ANSYS.

### 4.3 Modelagem via ANSYS WorkBench

Na Figura 4.9 é apresentado um fluxograma de atividades para a realização das simulações termoestruturais propostas no *software* comercial ANSYS *Workbench*. As linhas verticais pontilhadas dividem as etapas em partes que são detalhadas posteriormente.



**Figura 4.9 - Fluxograma de sequenciamento das simulações no ANSYS *Workbench*.**

Inicialmente, de acordo com a Figura 4.9, insere-se as propriedades do material obtidas experimentalmente e/ou literatura no módulo de “Configuração das propriedades do material” (*Engineering Data*). Em seguida, no *Design Modeler*, o modelo 3D a ser simulado é construído. Após a criação, o modelo é dividido em elementos finitos no *ANSYS Meshing*. Posteriormente, realiza-se a simulação térmica (*Steady-State Thermal*) com as suas condições de contorno estabelecidas e resultados obtidos, finalizando no acoplamento destes no modelo estrutural (*Transient Structural*).

A simulação térmica e a estrutural foram resolvidas no ANSYS *Workbench* de maneira separada, conforme mostrado no fluxograma. Esta aproximação foi necessária em termos de estrutura de simulação, visto que o software não permite resolver-se de forma simultânea os fenômenos, assim como, não era o foco do presente trabalho a precisão na parte térmica do modelo, mas sim levada em consideração.

A seguir são discutidos em detalhes cada etapa do fluxograma apresentado: configuração das propriedades do material, construção do modelo e detalhamento da divisão dos elementos finitos, simulação térmica e simulação estrutural.

#### **4.3.1 Configuração das propriedades do material**

A configuração das propriedades do material no ANSYS é descrita em pormenores a seguir. A comparação da modelagem tradicional dos modelos de fluência e plasticidade com o modelo de Anand é iniciada a partir da configuração das propriedades e suas respectivas constantes no ANSYS. Neste contexto, na Figura 4.10 apresenta-se a tela de entrada das propriedades do material (*Engineering Data*), com destaque a partir das linhas pontilhadas nas constantes que foram inseridas para o modelo de Brown e Anand (1989).



Unsaved Project - Workbench

File Edit View Tools Units Extensions Help

Project A2:Engineering Data

Filter Engineering Data Engineering Data Sources

Toolbox

- Physical Properties
  - Linear Elastic
  - Hyperelastic Experimental Data
  - Hyperelastic
  - Chaboche Test Data
  - Plasticity
    - Bilinear Isotropic Hardening
    - Multilinear Isotropic Hardening
    - Bilinear Kinematic Hardening
    - Multilinear Kinematic Hardening
    - Chaboche Kinematic Hardening (ANSYS)
    - Anand Viscoplasticity
    - Johnson Cook Strength
    - Cowper Symonds Strength
    - Steinberg Guinan Strength
    - Zerilli Armstrong Strength
    - Formulation
  - Creep
  - Life
  - Strength
  - Gasket
  - Viscoelastic Test Data
  - Viscoelastic
  - Shape Memory Alloy
  - Damage
  - Cohesive Zone
  - Fracture Criteria
  - Thermal

View All / Customize...

Outline of Schematic A2: Engineering Data

	A	B	C	D
1	Contents of Engineering Data	X	Source	Description
2	Material			
3	Structural Steel	General_Materials.xl	Fatigue Data at zero mean stress comes from 1998 ASME BPV Code, Section 8, Div 2, Table 5-110.1	
*	Click here to add a new material			

Properties of Outline Row 3: Structural Steel

	A	B	C	D	E
1	Property	Value	Unit	X	
2	Density	7850	kg m <sup>-3</sup>		
3	Isotropic Secant Coefficient of Thermal Expansion				
6	Isotropic Elasticity				
16	Anand Viscoplasticity				
17	Reference Units (Stress, Temperature, Per Time)	Pa, K, s <sup>-1</sup>			
18	Initial Deformation Resistance S <sub>0</sub>				
19	Activation Energy Q/Universal Gas Constant R				
20	Pre-exponential Factor A				
21	Multiplier of Stress ξ				
22	Strain Rate Sensitivity of Stress m				
23	Hardening/Softening Constant h <sub>0</sub>				
24	Coefficient for Deformation Resistance Saturation Ŝ				
25	Strain Rate Sensitivity of Saturation (Deformation Resistance) n				
26	Strain Rate Sensitivity of Hardening or Softening a				
27	Alternating Stress Mean Stress	Tabular			
31	Strain-Life Parameters				
39	Tensile Yield Strength	2,5E+08	Pa		
40	Compressive Yield Strength	2,5E+08	Pa		
41	Tensile Ultimate Strength	4,6E+08	Pa		
42	Compressive Ultimate Strength	0	Pa		

Figura 4.10 - Tela de entrada das propriedades do material no ANSYS com destaque nos campos das constantes do modelo de Anand.

O detalhamento dos campos de entrada das constantes do modelo de Anand é mostrado na Figura 4.11. São apontadas também as unidades, e neste caso, salienta-se a necessidade de entrada das constantes com dimensão de tensão em Pascal.

Anand Viscoplasticity	
Reference Units (Stress, Temperature, Per Time)	Pa, K, s <sup>-1</sup>
Initial Deformation Resistance $S_0$	3,286E+07
Activation Energy Q/Universal Gas Constant R	32514
Pre-exponential Factor A	1E+11
Multiplier of Stress $\xi$	0,5765
Strain Rate Sensitivity of Stress m	0,147
Hardening/Softening Constant $h_0$	1,329E+09
Coefficient for Deformation Resistance Saturation $\hat{S}$	1,476E+08
Strain Rate Sensitivity of Saturation (Deformation Resistance) n	0,06869
Strain Rate Sensitivity of Hardening or Softening a	1,01

**Figura 4.11 – Detalhe dos campos de entrada das constantes do modelo de Anand no ANSYS.**

A inserção das curvas de tensão versus deformação no ANSYS é ilustrada a partir da Figura 4.12. Inicialmente seleciona-se o formato do mecanismo de plasticidade a ser modelado, neste caso optou-se pelo multilinear isotrópico (*multilinear isotropic hardening*) conforme indicado pelo retângulo de linhas pontilhadas vermelhas. A partir dessa seleção anterior, habilita-se a possibilidade de entrada das curvas no campo detalhado pelo retângulo de linhas verdes pontilhadas. É importante salientar que neste caso, deve-se inserir as curvas em formato de tensão e deformação verdadeiras, que iniciam-se no regime plástico. A curva para cada temperatura pode ser visualizada automaticamente na parte inferior direita da Figura 4.12.

De maneira similar à entrada da plasticidade no ANSYS, mostra-se na Figura 4.13 para o mecanismo de fluência (*creep*) no retângulo de linhas pontilhadas vermelhas. Nesta circunstância, optou-se pela opção de *time hardening*, que possui formato de acordo com o apresentado na Tabela III.2 tendo como suporte as equações auxiliares (3.6) a (3.8). Após esta opção devem-se inserir os valores das constantes. Utilizou-se nas citadas equações as temperaturas de 800, 1000, 1200 e 1500°C e o carbono contido no aço (0,084%).

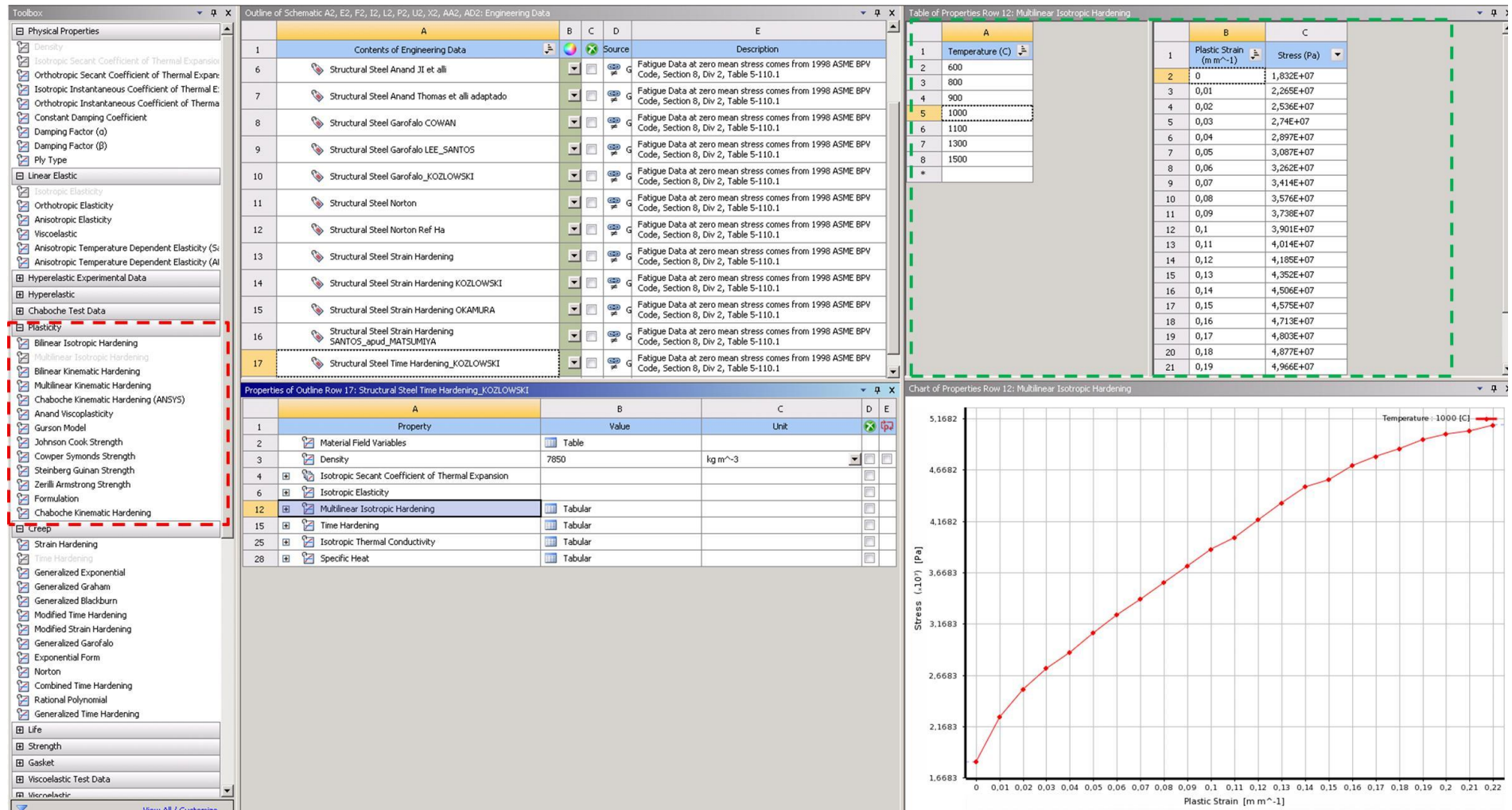


Figura 4.12 - Tela de entrada das propriedades do material no ANSYS com detalhamento para entrada da plasticidade em formato multilinear.

The screenshot displays the ANSYS Engineering Data interface for material properties. The left-hand navigation tree shows various material models, with the 'Creep' section expanded and 'Time Hardening' selected. The central table lists properties for 'Structural Steel Time Hardening\_KOZLOWSKI', including material field variables, density, and thermal expansion coefficients. The right-hand side features a 'Table of Properties Row 15: Time Hardening' and a 'Chart of Properties Row 15: Time Hardening'.

**Table of Properties Row 15: Time Hardening**

	A	B	C	D	E
1	Temperature (C)	Creep Constant 1	Creep Constant 2	Creep Constant 3	Creep Constant 4
2	800	3,12E-20	3,17	-0,74	17160
3	1000	7,39E-19	2,94	-0,63	17160
4	1200	3,56E-18	2,83	-0,51	17160
5	1500	1,91E-18	2,87	-0,34	17160

**Chart of Properties Row 15: Time Hardening**

Temperature (10 <sup>3</sup> ) [C]	Creep Constant 1 (10 <sup>-4</sup> )
0.8	0.0
1.0	0.7
1.2	3.5
1.5	1.9

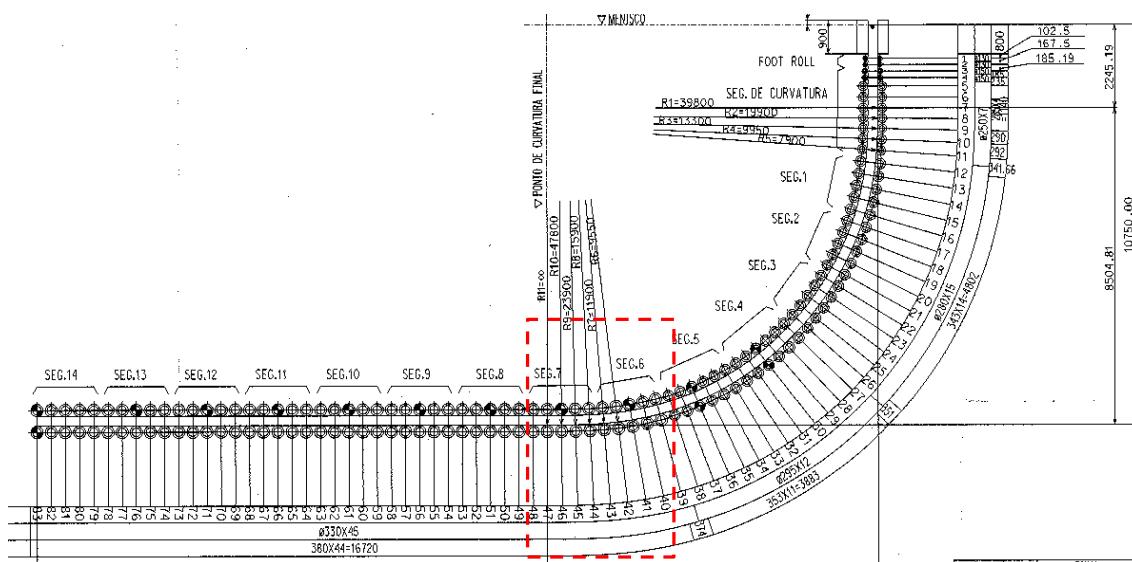
Figura 4.13 - Tela de entrada das propriedades do material no ANSYS com detalhamento para entrada da fluência com formato *time hardening*.



Com a configuração das propriedades do material finalizada, passa-se à etapa de construção da geometria do modelo.

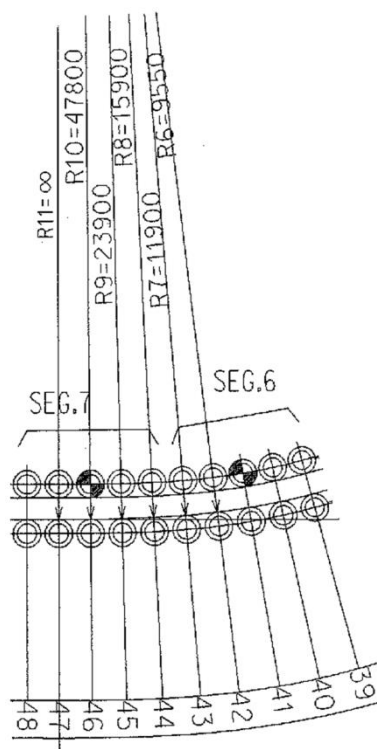
### 4.3.2 Construção do modelo

Na Figura 4.14 é apresentada uma vista lateral da máquina de lingotamento com destaque em linhas pontilhadas para a região que é o escopo deste trabalho, o descurvamento. A máquina de lingotamento do tipo vertical-curva simulada tem capacidade de produção de 1,8 Mton/ano, sistema de refrigeração misto com ar e água, corpo de máquina segmentado e oscilação hidráulica do molde.



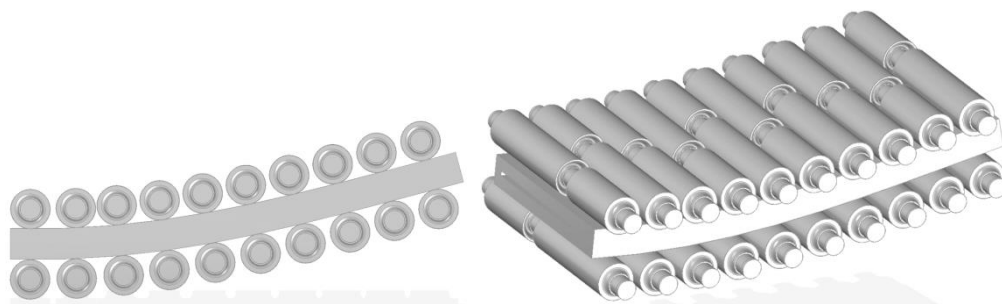
**Figura 4.14 - Vista lateral da máquina de lingotamento contínuo.**

Conforme indicado na Figura 4.15 os raios de descurvamento de placas são de 9,55 m; 11,9m; 15,9 m; 23,9 m e 47,8 m. Os rolos com preenchimento no diâmetro representam os rolos extratores acionados por motores.



**Figura 4.15 – Detalhamento da região de desencurvamento na vista lateral da máquina de lingotamento contínuo.**

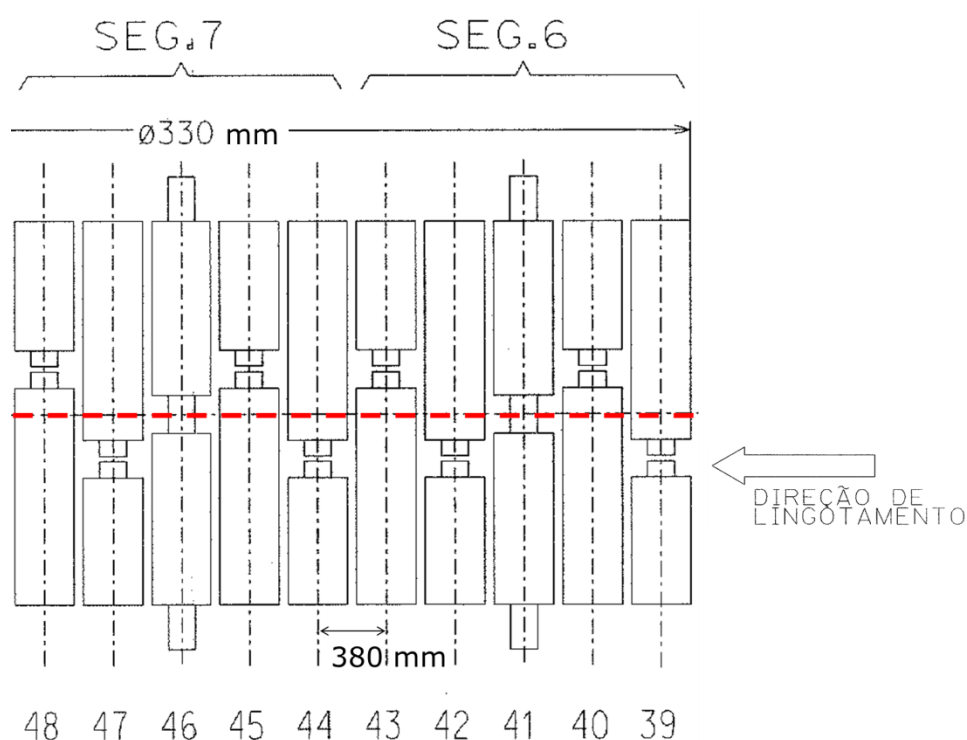
A região de desencurvamento modelada é mostrada na Figura 4.16 em corte transversal e em perspectiva. Percebem-se os conjuntos de rolos bipartidos, que totalizam 10 pares na face superior e 10 na face inferior. Cada conjunto de 5 rolos inferiores e superiores compõem um segmento, no caso são os de número 6 e 7 que representam o desencurvamento, conforme Figura 4.14.



**Figura 4.16 - Desenho da região de desencurvamento.**

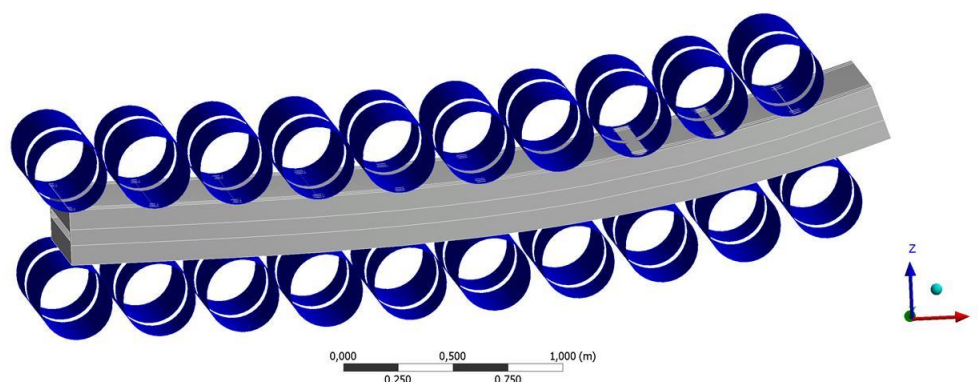
Cada segmento é dotado de 1 par de rolos acionados por motores, que tracionam a placa, sendo estes os rolos bipartidos ao meio. No domínio compreendido pela região de

desencurvamento têm-se os rolos 41 e 46 representados na Figura 4.17. Percebe-se que os rolos são bipartidos de forma alternada ao longo da linha média (pontilhado vermelho) na direção de lingotamento. Ademais, pode ser visualizado o diâmetro dos rolos igual a 330 mm e o espaçamento entre rolos de 380 mm na mesma face. O *gap* ou espaçamento entre rolos entre as faces inferior e superior é fixo por segmento, sendo para o segmento 6 igual a 255,6 mm e para o segmento 7 de 255,2mm.



**Figura 4.17 – Lay-out dos rolos na região compreendida pelas simulações.**

Os rolos foram considerados rígidos para as simulações, isto é, isentos de deformação. Neste caso podem ser empregados elementos tipo casca, facilitando na resolução do balanço de forças do processo iterativo. A aproximação geométrica citada pode ser visualizada na Figura 4.18.



**Figura 4.18 – Desenho 3D da região de desencurvamento com os rolos como superfície.**

Em relação a modelagem da espessura da pele em solidificação, foi empregada a equação (4.3), tal como Thomas (2002) valendo-se de uma constante de solidificação igual a  $22,5 \text{ mm/s}^{1/2}$ .

$$s = K\sqrt{d/v} \quad (4.3)$$

Sendo que  $s$  é a espessura solidificada [mm],  $K$  a constante de solidificação [ $\text{mm/s}^{1/2}$ ],  $d$  a distância do menisco [mm] e  $v$  a velocidade de lingotamento [m/min]. Assumiu-se que a espessura solidificada permanece constante ao longo do tempo da simulação proposta.

A seguir tem-se a descrição da metodologia utilizada para divisão do domínio em elementos finitos, assim como da abordagem para análise de independência de malha.

### 4.3.3 Divisão dos elementos finitos

Inicialmente foi elaborada uma malha inicial para avaliação dos principais parâmetros a serem analisados, tais como tensões e deformações. Os elementos escolhidos foram do tipo hexaédrico para a placa a partir da seleção de *physics preference* para *nonlinear mechanical*. Além disso, foi habilitada a opção de inserir nós entre os vértices dos elementos de volume, chamada no ANSYS de *element midside nodes*. Nos rolos aplicou-se a discretização via elementos tipo casca (*shell*), sendo estes detalhamentos mostrados na Figura 4.19.



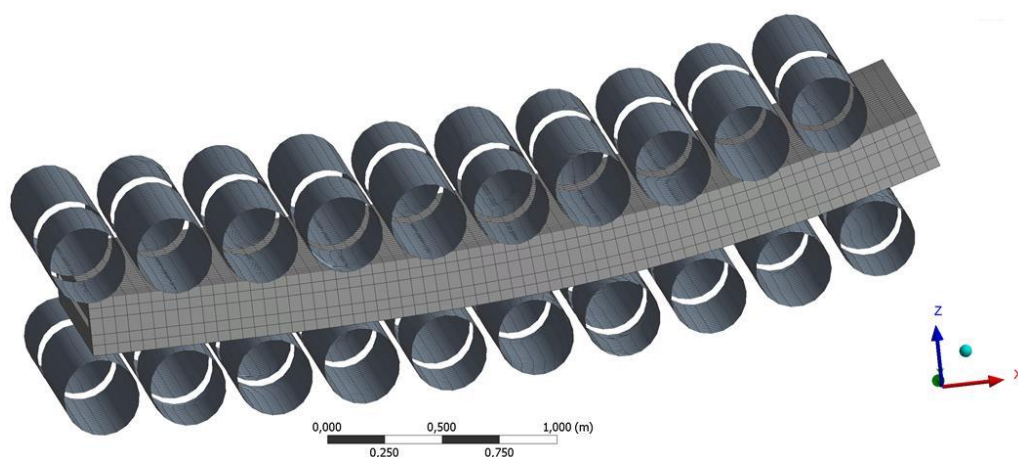


Figura 4.19 – Malha proposta da região de desencurvamento com os rolos como superfície.

O tamanho do elemento de volume foi definido de acordo com o tipo geométrico (*body sizing*), conforme mostrado na Figura 4.20 para a placa em solidificação (a) e rolos (b).

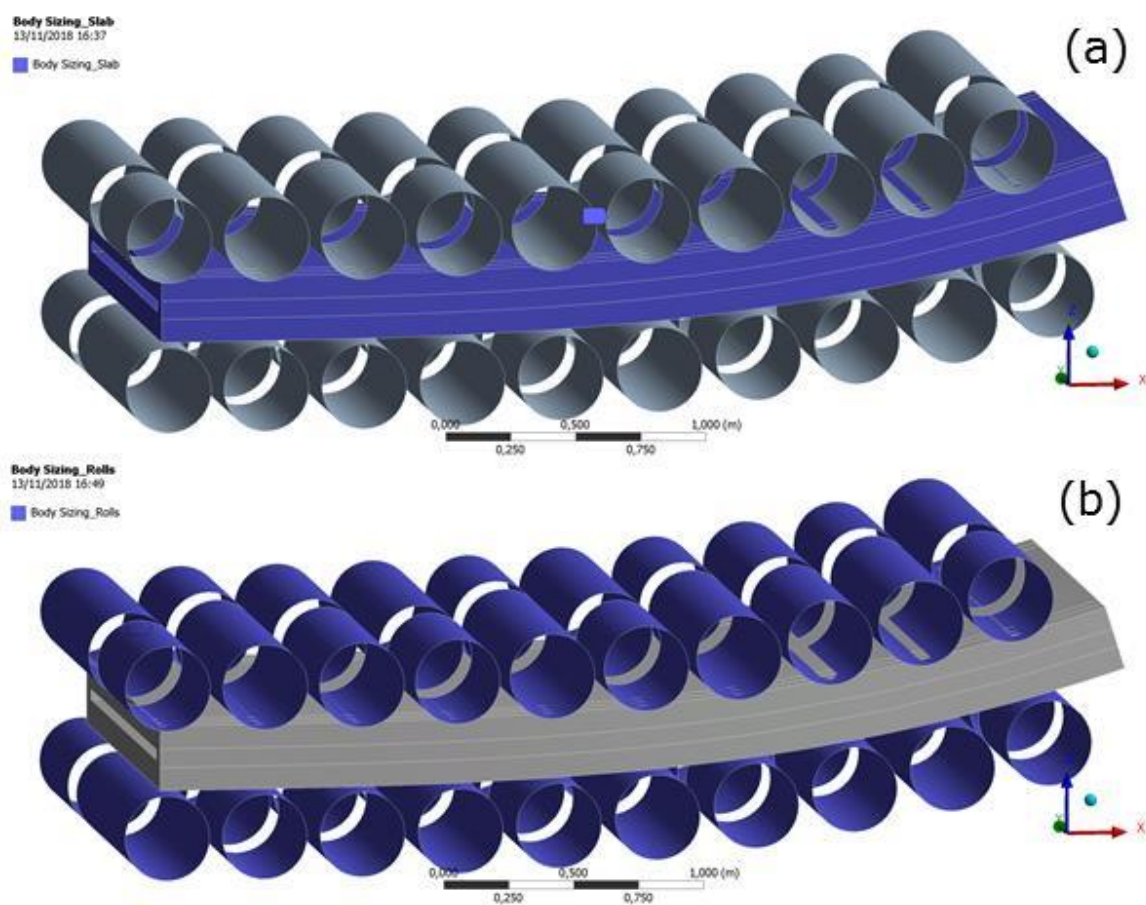


Figura 4.20 – Definições do tamanho dos elementos de acordo com o tipo de geometria: (a) placa e (b) rolos.

Neste trabalho foi realizado um estudo de independência de malha, considerando as principais variáveis do resultado, ou seja, tensões e deformações máximas e mínimas. A abordagem consistiu na elaboração de uma malha inicial, resolver o modelo e avaliar estas variáveis citadas. Esta malha inicial foi então refinada de um determinado fator, resolvendo novamente o modelo e avaliando as modificações nos resultados, sendo que neste caso buscou-se variações inferiores a 5%. Quando os resultados não foram mais alterados significativamente com a diminuição dos tamanhos dos elementos de volume, obtém-se a independência da malha. Todas as simulações são, então, desenvolvidas com esta malha.

O tamanho do elemento em que se atingiu a independência de malha foi de 57 mm para a placa e 50 mm para os rolos. O detalhamento de análise de malha pode ser visualizado no APENDICE I.

A seguir são discutidas as configurações relativas a consideração do efeito térmico.

#### **4.3.4 Simulação térmica**

As temperaturas implementadas como condição de contorno no modelo foram obtidas através de pirômetro ótico na região do desencurvamento da máquina de lingotamento. Na Figura 4.21 é mostrado um gráfico da temperatura medida ao longo da largura. Percebe-se que nas quinas têm-se valores da ordem de 700°C e no centro entre 800 e 900 °C. Durante as medições de temperatura a velocidade de lingotamento era de 0,8 m/min e a vazão específica de água e ar por kg de aço igual 0,9 L/kg.

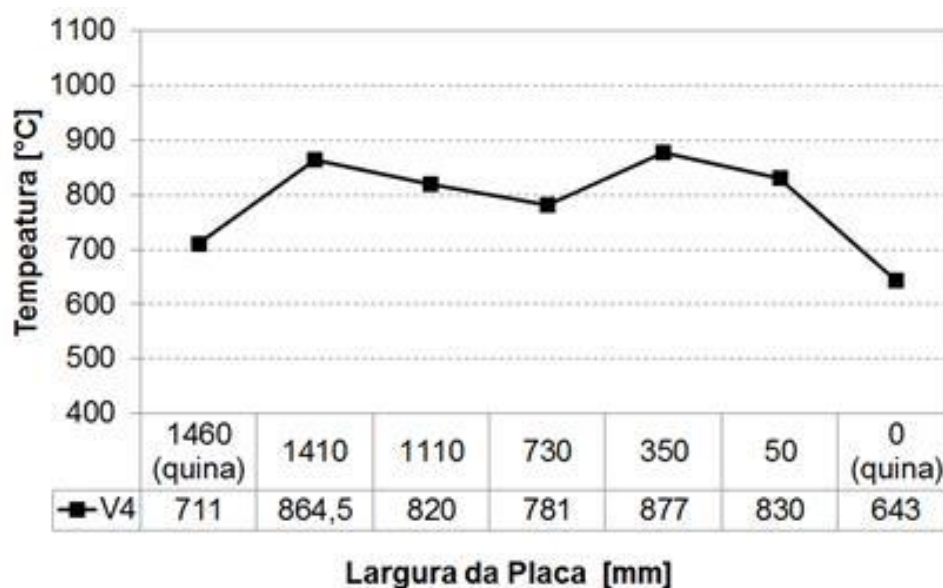


Figura 4.21 – Medições da temperatura ao longo da largura da placa na região de desencurvamento.

Em relação à temperatura do núcleo líquido no centro da placa assumiu-se 10°C acima da temperatura *liquidus* deste aço. Para a composição química apresentada na tabela IV.1, a temperatura *liquidus* calculada através do software ThermoCalc® foi de 1520°C. Na Figura 4.22 são mostradas as condições de contorno adotadas para as temperaturas da placa.

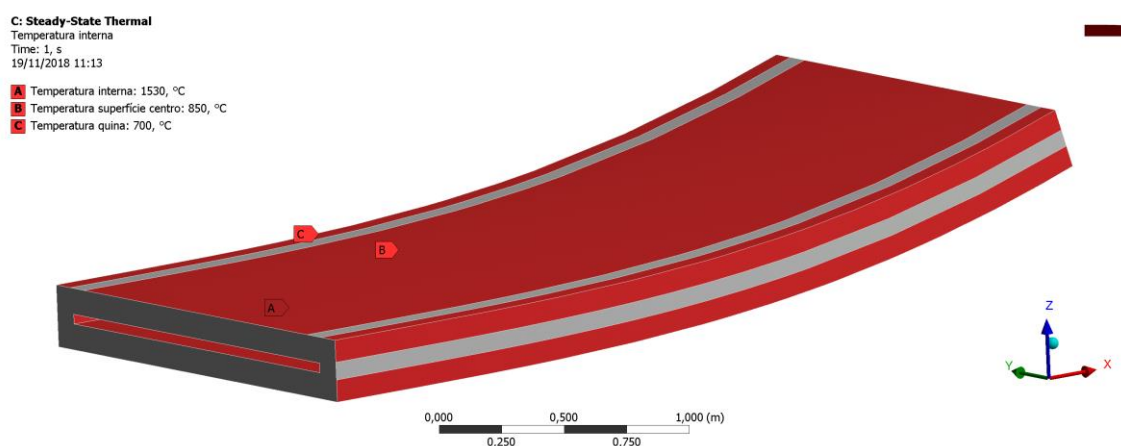


Figura 4.22 – Condições de contorno da temperatura aplicadas na região de desencurvamento.

Conforme pode ser visualizado na legenda de condições de contorno da simulação térmica na Figura 4.22, adotou-se no centro da face larga da placa uma temperatura de

850°C representada pelo código B. Foi assumida temperatura igual a 700°C no intervalo de distância da quina entre 0 e 90 mm que representa a região C da Figura 4.22. A última das distintas regiões de temperatura definidas igual 800°C em cinza compreende as distâncias da borda entre 90 e 180 mm.

Na resolução do modelo térmico proposto foi desconsiderado o efeito do comprimento do veio no perfil de temperaturas. Conforme apresentado anteriormente, somente ao longo da largura da placa. Além disso, a extração de calor entre a placa e os rolos foi desconsiderada, assim como, o núcleo líquido.

Na Figura 4.23 são mostrados os resultados de distribuição de temperatura obtida na região modelada para uma placa com largura de 1800 mm a título de exemplo. Percebe-se que as condições de contorno aplicadas foram atendidas, pois o máximo encontra-se no centro e igual 1530°C e nas quinas o mínimo igual a 700°C. Estes resultados são inseridos na configuração estrutural onde as propriedades do material que são função da temperatura terão seus respectivos efeitos considerados.

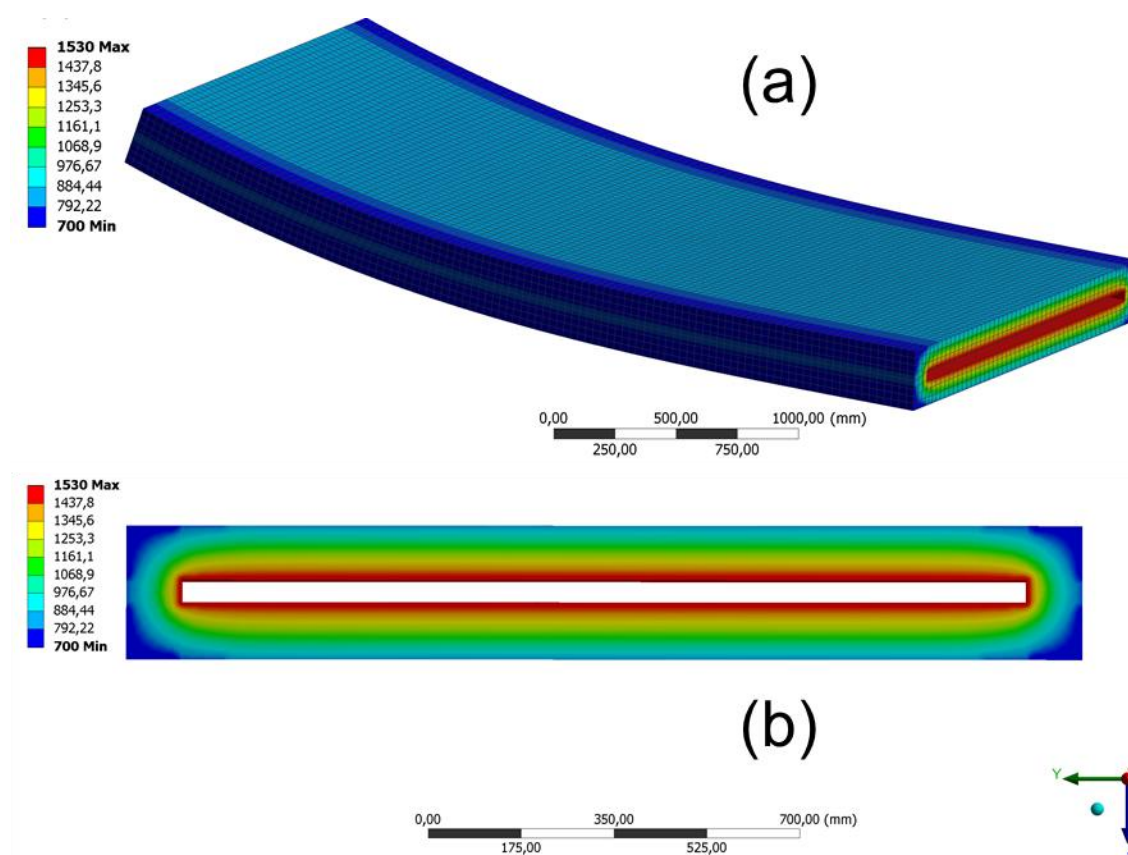
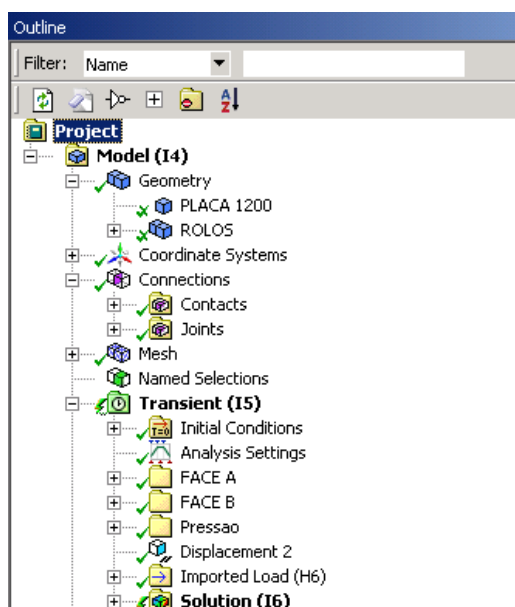


Figura 4.23 – Perfis de temperatura 3D (a) e na seção 2D (b) obtidos na região de desencurvamento.

A partir da configuração térmica finalizada, passa-se a do modelo estrutural transiente.

#### 4.3.5 Simulação estrutural

A simulação estrutural transiente é realizada a partir de uma sequência de etapas que são mostradas na estrutura de árvore da Figura 4.24. As etapas principais serão discutidas individualmente a seguir, sendo elas: geometria (*Geometry*), conexões (*Connections*), malha (*Mesh*), configurações (*Transient*) e solução (*Solution*).

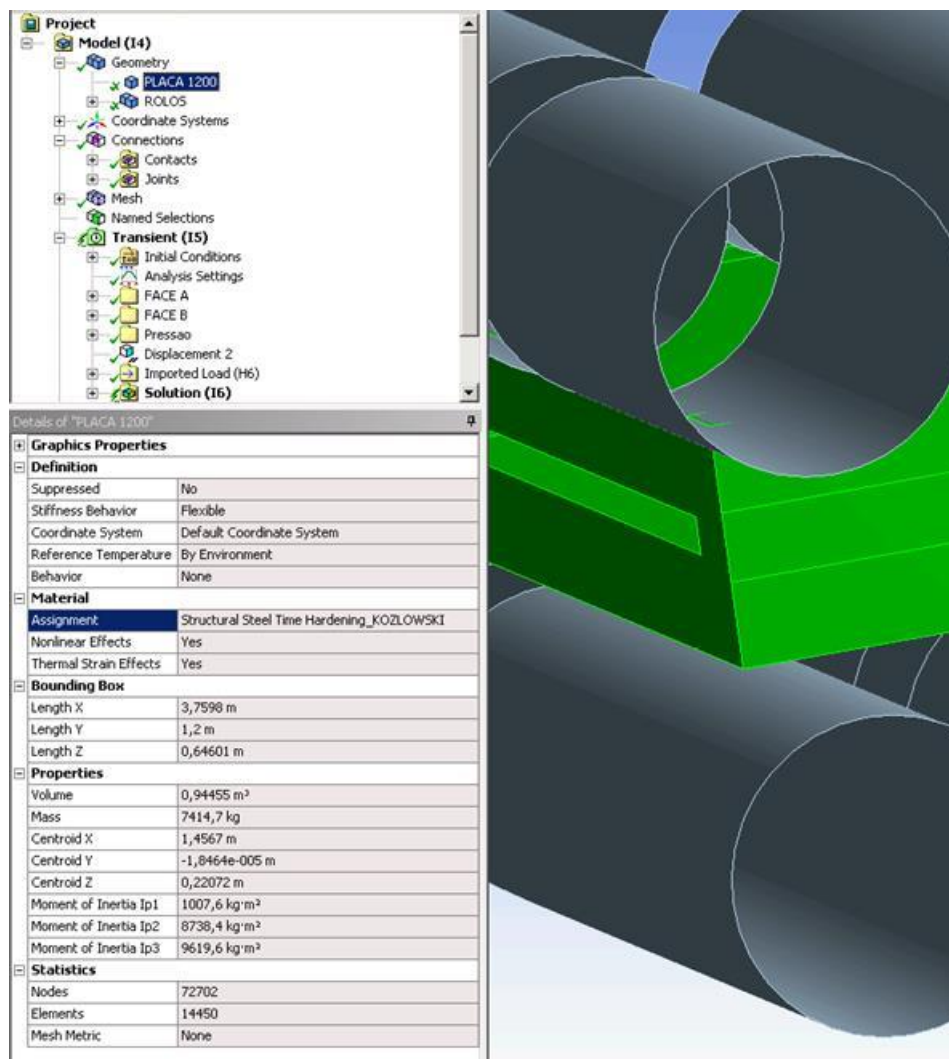


**Figura 4.24 – Sequência de atividades associadas a execução de simulações no ANSYS Mechanical – Transient Structural.**

Na etapa da geometria mostrada na Figura 4.25 têm-se algumas importantes configurações no domínio. O comportamento de rigidez (*Stiffness Behavior*) é selecionado neste instante, onde podem ser escolhidas as opções: rígido e flexível. No modelo proposto a placa foi configurada como flexível (*flexible*) e os rolos como rígidos (*rigid*), pois interessou-se avaliar as deformações e tensões na placa. Além disso, a atribuição do tipo de material configurado na seção *Engineering Data* é realizada nesta etapa, sendo que no *print screen* apresentado na Figura 4.25 utilizado como exemplo, tem-se a placa selecionada em verde e pode-se visualizar o material da placa em



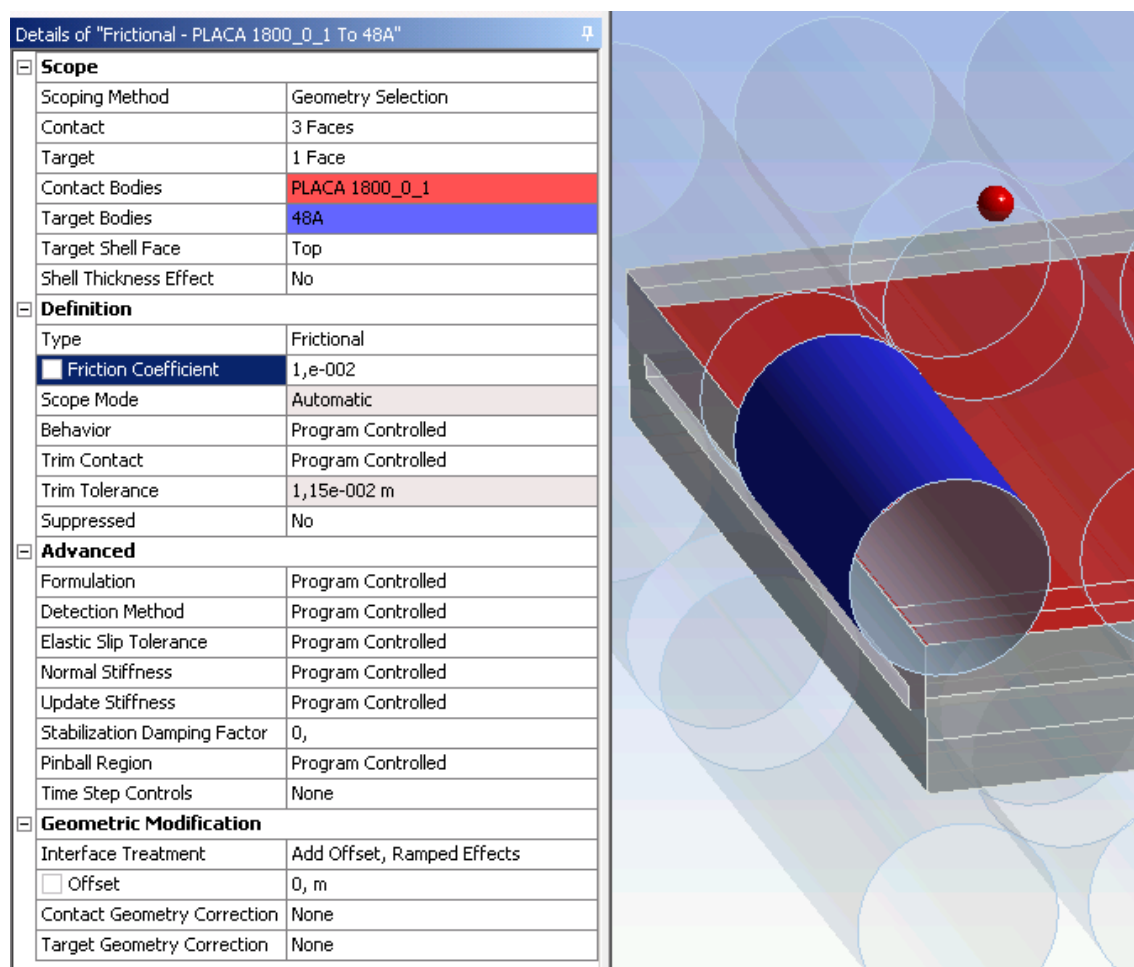
*Assignment.* Para a placa são habilitados os efeitos não lineares (*Non Linear Effects*) e de deformações térmicas (*Thermal Strain Effects*), enquanto que, para os rolos desabilitou-se estas funções, pois conforme citado anteriormente não foram escopo de análises, facilitando a convergência e reduzindo o tempo de simulação de uma maneira geral.



**Figura 4.25 – Etapa de configuração da geometria no ANSYS® Mechanical.**

A indução do movimento na placa tal como no processo industrial na modelagem computacional inicia-se, partindo da definição do tipo (*Type*) de contato entre a placa e os rolos, neste caso com fricção (*Frictional*). Cada par de superfícies de contato rolo/placa é configurado individualmente, na Figura 4.26 tem-se o par do rolo 48 A com a placa, a título de exemplificação com maior detalhamento.

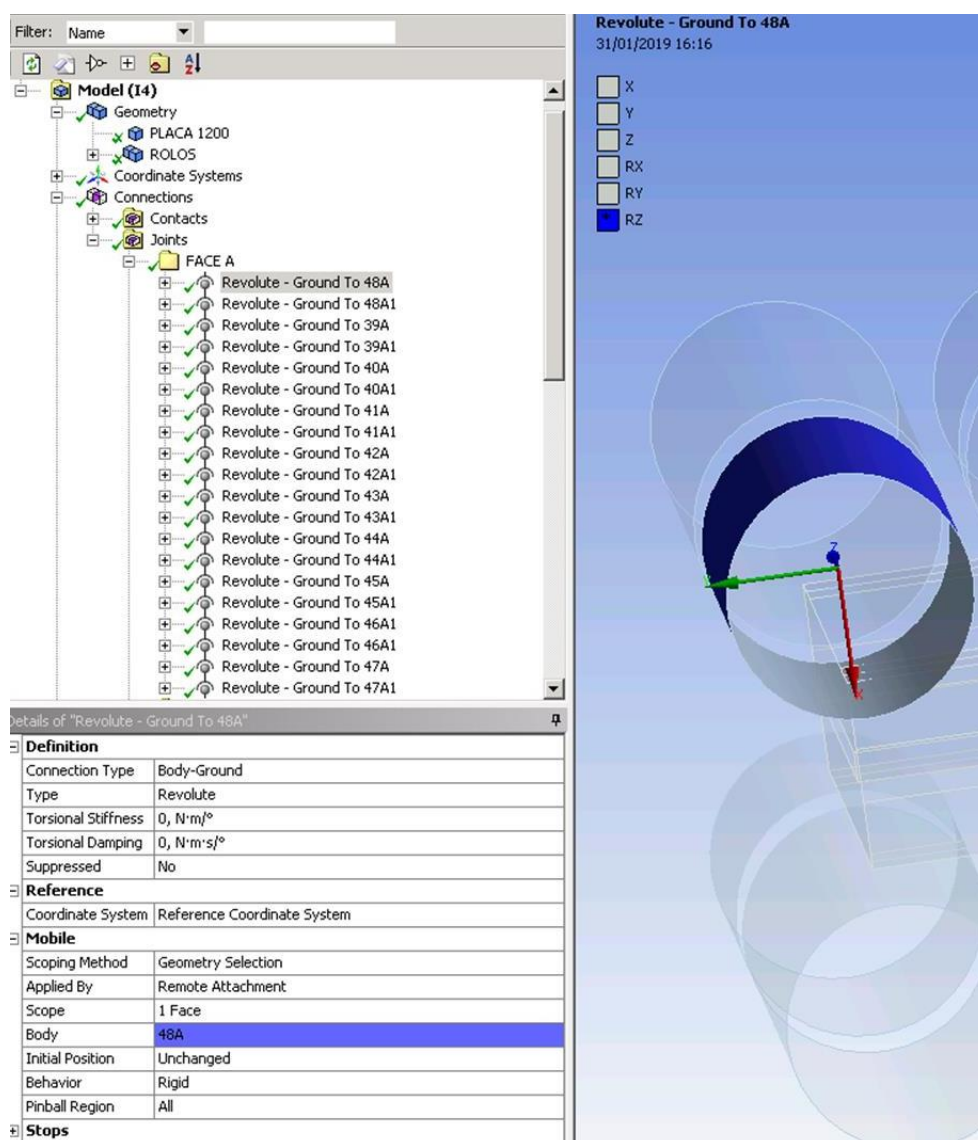
Na definição do contato, deve-se configurar o *contact* e o *target* para cada par de superfícies, sendo que tem-se como boas práticas adotar seções cilíndricas e que se movimentem como *target* de acordo o manual do ANSYS®. Uma vez definido o contato como *frictional*, deve-se informar o coeficiente de atrito entre as superfícies (*Friction Coefficient*). Distinguem-se os coeficientes de atrito entre os tipos de rolos, nos extratores que são acionados por motores utilizou-se 0,3 e para os direcionadores que se caracterizam-se por rotação livre igual 0,01, segundo Pascon (2004) e Qin *et alii* (2014).



**Figura 4.26 – Detalhamento da formulação dos contatos no ANSYS Mechanical para o rolo 48 A.**

As demais possíveis configurações de contato utilizaram o modo *default* do *software*.

O giro dos rolos é configurado a partir de uma *joint* tipificada de *revolute* (revolução). Nesta etapa, conforme mostrado na Figura 4.27 necessita-se atribuir as superfícies individualmente a cada respectiva junta de revolução e ao eixo de coordenadas.



**Figura 4.27 – Detalhamento de configuração da joint no ANSYS Mechanical para o rolo 48A.**

A configuração da análise transiente relativa ao tempo é executada na seção *Analysis Settings*. Nesta etapa é necessário também configurar os valores mínimo, máximo e inicial do passo de tempo, que foram 0,0001; 0,1 e 0,05, respectivamente. Percebe-se que uma vez inseridos valores baixos, necessita-se de tempo elevado para resolução da modelagem, ou mesmo, muito altos não é atingida a convergência. Além do tempo total da simulação que é discutido a seguir.

A função de *large deflection* foi habilitada indicando que a matriz de rigidez é atualizada durante a simulação em função de deformações ocorridas durante a simulação. Ou seja, a relação entre tensão e deformação é reavaliada durante a evolução



do tempo. Para contatos formulados levando em consideração o efeito da fricção, o *help* do ANSYS recomenda a utilização de *large deflection*.

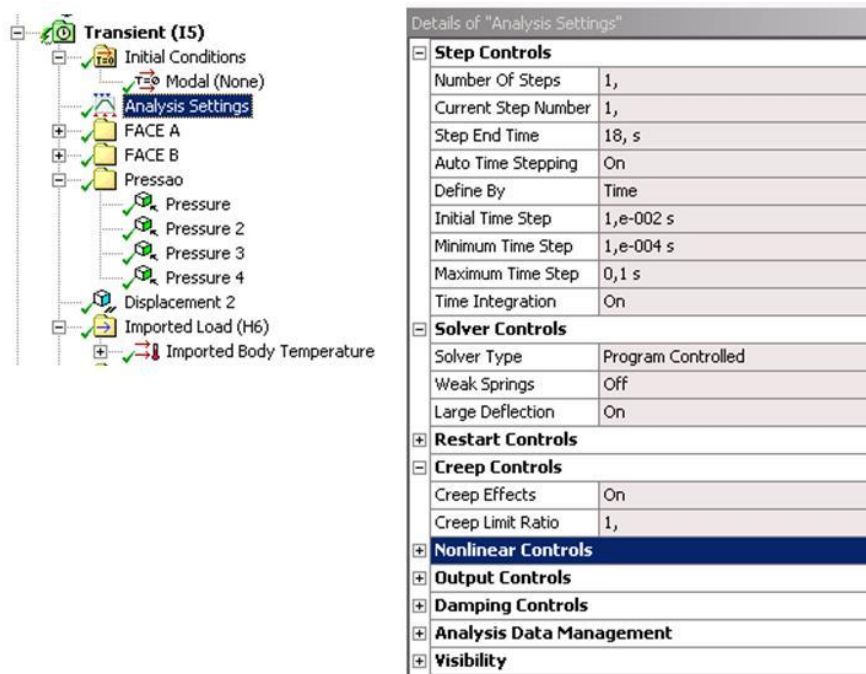
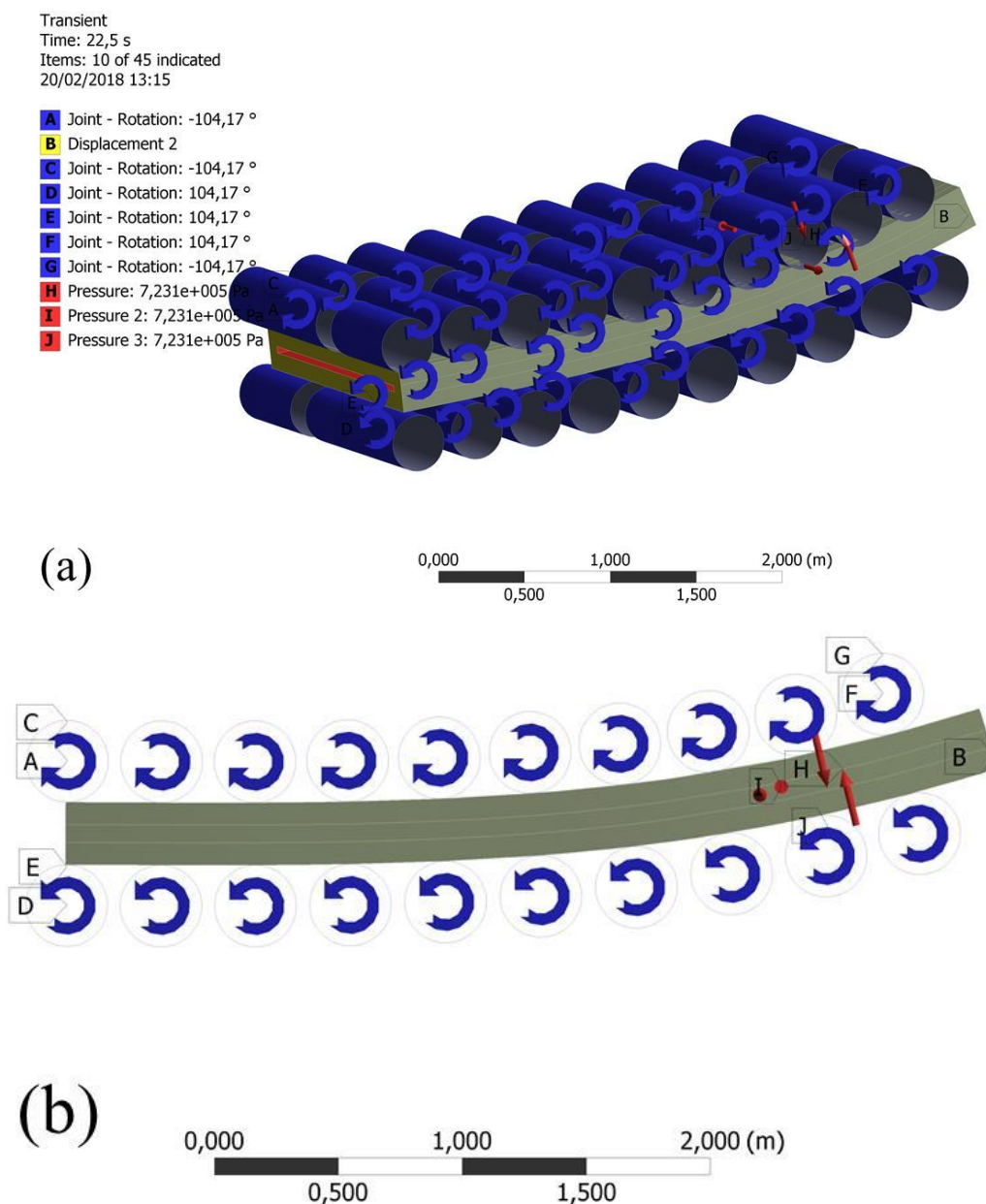


Figura 4.28 – Detalhamento da configuração da análise transiente no ANSYS *Mechanical*.

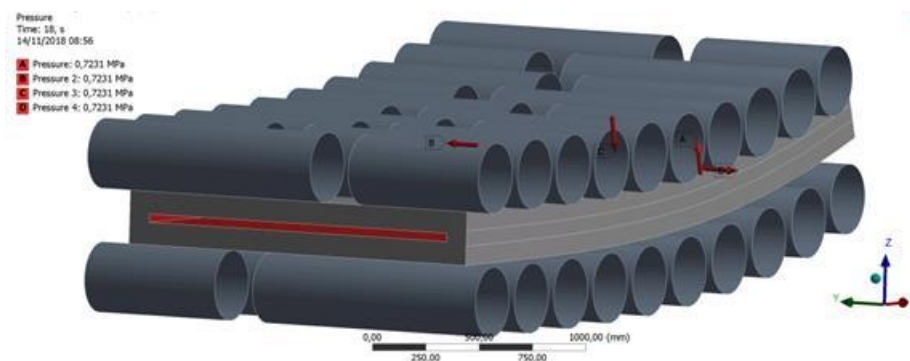
Uma vez criada a junta de revolução, habilita-se a possibilidade de rotação. Este tipo de condição de contorno necessita de uma seleção da superfície a ser girada, do eixo de referência e do ângulo de rotação. Neste caso, a rotação é função da velocidade de lingotamento e optou-se por movimentar a placa no veio em 300 mm. Para a placa deslocar-se de 300 mm em uma velocidade de 1,0 m/min, necessita-se de 18 s e o rolo de diâmetro igual a 330 mm gira de 104,17°, equacionando-se em função do tempo, tem-se de configurar a magnitude na *joint* de rotação para  $5,79 \times \text{tempo}$ . Estas *joints* do tipo rotação são inseridas individualmente para cada par rolo/placa, assim tem-se ao todo 20 na face superior e 20 na inferior. Na Figura 4.29 são indicados algumas das condições de contorno aplicadas ao domínio. As juntas de revolução que determinam os giros dos rolos são identificadas pelas setas em azul, especialmente visualizadas na Figura 4.29 (b). Podem ser identificadas as demais condições contorno também na Figura 4.29, especialmente na Figura 4.29 (b) onde são visualizadas as pressões (*pressure*) e o deslocamento (*displacement*) que são discutidas em detalhes a seguir.



**Figura 4.29 – Condições de contorno mecânicas aplicadas no domínio (a) vista isométrica e (b) lateral.**

Na Figura 4.29 (a) pode ser visualizada uma das condições de contorno do tipo deslocamento (*displacement*) nas faces compreendidas entre a espessura e a largura da placa. Esta condição de contorno foi configurada limitando-se movimentos na direção da largura da placa, garantindo e facilitando a convergência do modelo.

A pressão ferrostática é aplicada nas faces internas da placa em solidificação no modelo, destacada em vermelho na Figura 4.30. Neste caso seleciona-se a superfície, o sentido e o usuário insere o módulo, conforme discutido posteriormente.



**Figura 4.30 – Detalhamento das condições de contorno para a pressão ferrostática.**

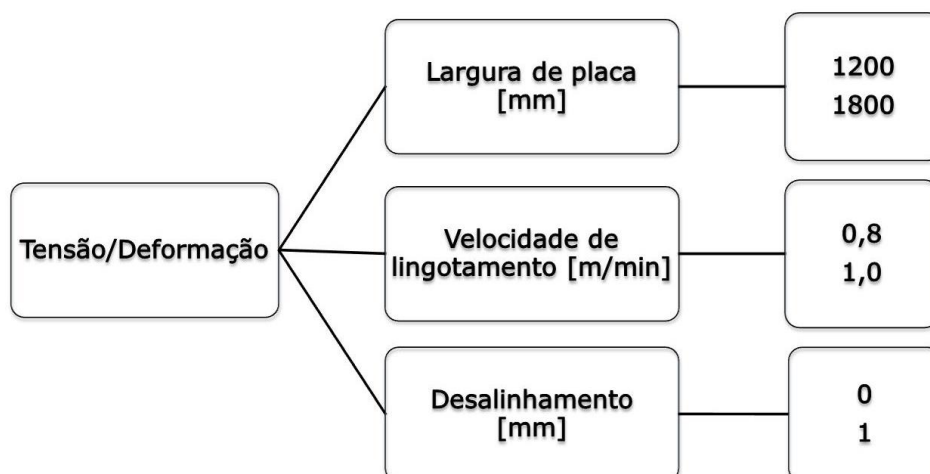
Esta pressão é aplicada de acordo com a equação (4.4), onde tem-se como entrada a densidade ( $\rho$ ) do aço líquido considerada igual  $7036 \text{ kg/m}^3$ , a aceleração da gravidade ( $g$ )  $9,81 \text{ m/s}^2$  e a altura da coluna de aço de  $10,6 \text{ m}$  obtida conforme apresentado na Figura 4.14. O produto destas variáveis resulta em  $0,73 \text{ MPa}$ .

$$P = \rho gh \quad (4.4)$$

Findado o detalhamento das etapas descritas no fluxograma apresentado na Figura 4.9 relativo a execução das simulações, são discutidas no tópico seguinte as variáveis estudadas no projeto.

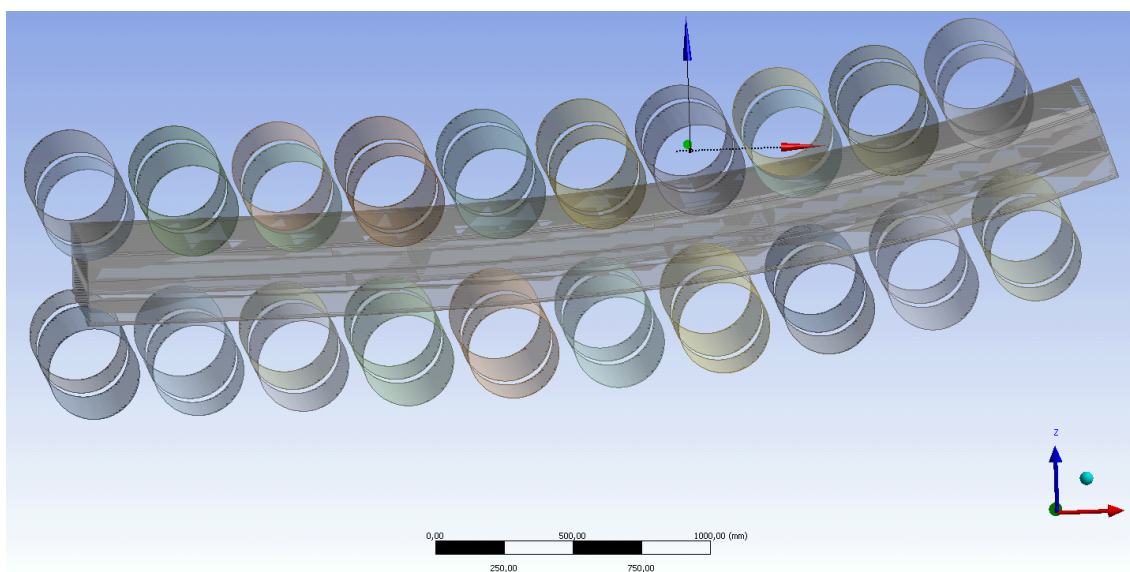
#### 4.4 Variáveis estudadas no projeto

O efeito das tensões e deformações em placas foi estudado de acordo com as principais variáveis identificadas na revisão bibliográfica. Foi avaliado o efeito da largura das placas, da velocidade de lingotamento e do desalinhamento de rolo. A Figura 4.31 apresenta o diagrama de experimentos de avaliação de tensão/deformação como variável resposta e os níveis de variações adotados para cada uma das variáveis citadas.



**Figura 4.31 - Diagrama de experimentos.**

O desalinhamento no par de rolos igual a 1 mm foi aplicado especificadamente no 42 da face superior conforme mostrado no eixo de coordenadas na direção z na Figura 4.32.



**Figura 4.32 – Desenho 3D do modelo com desalinhamento de rolos de 1 mm.**

Com isso a metodologia do trabalho é finalizada e, em seguida, são apresentados os resultados e discussões realizados.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados são apresentados a seguir nos tópicos: propriedades mecânicas do aço em função da temperatura, ajuste das constantes do modelo de Anand, simulação via ANSYS.

### 5.1 Propriedades mecânicas do aço em função da temperatura

Conforme descrito na metodologia, as temperaturas de ensaio para a tração a quente foram 800, 900, 1000 e 1100°C. Uma vez que a Gleeble<sup>®</sup> fornece os resultados de força, calcula-se a tensão a partir da divisão pela área inicial do corpo de prova. A deformação é obtida a partir da equação (4.1) com a informação do deslocamento da garra que indiretamente representa a do corpo de prova.

A inclinação da reta da tensão em função da deformação no regime elástico representa o módulo de Young, sendo este apresentado na Figura 5.1 em função da temperatura. Pode-se inferir sobre a elevada qualidade do ajuste linear no intervalo de temperatura analisado, tanto pelo coeficiente de determinação igual 0,97, quanto pelo perceptivo valor reduzido dos desvios padrão.

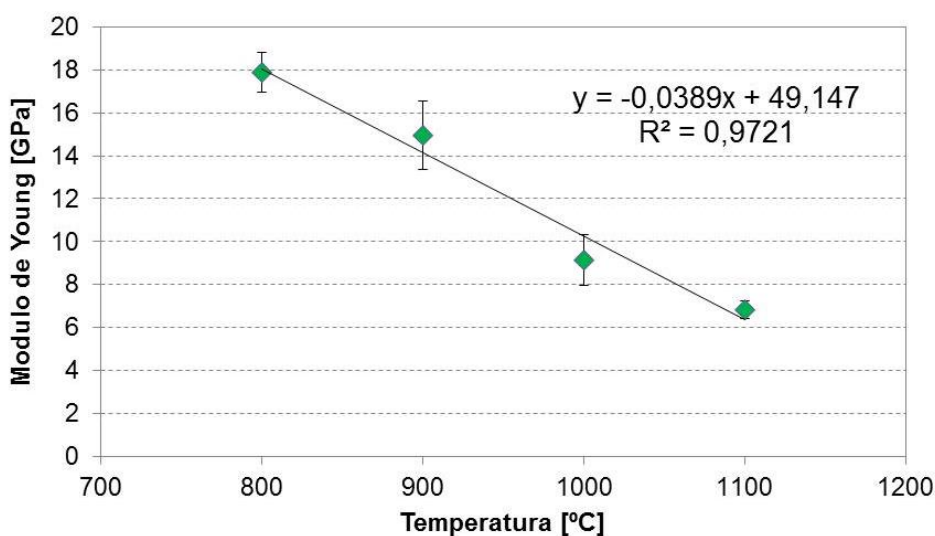
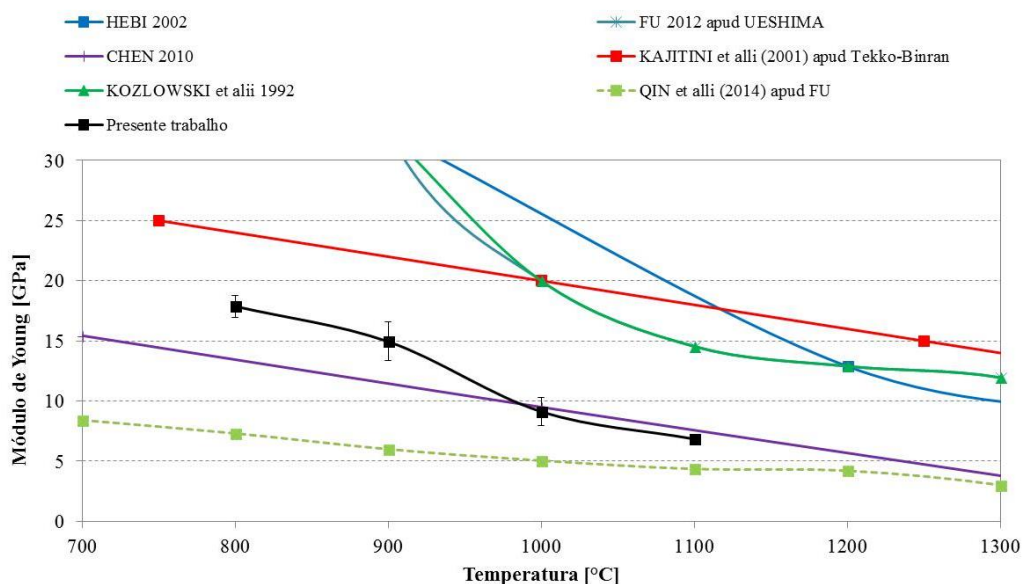


Figura 5.1 – Módulo de Young em função da temperatura.

O gráfico da Figura 3.1 foi novamente confeccionado adicionando os dados experimentais produzidos, sendo este mostrado na Figura 5.2. Percebe-se que os resultados obtidos estão dentro da variação observada na literatura, principalmente dos experimentos de Chen *et alii* (2010).



**Figura 5.2 – Gráfico comparativo do Módulo de Young experimental em função da temperatura com a literatura.**

O limite de escoamento, por convenção, representa a tensão equivalente a 0,2% de deformação. Na Figura 5.3 é mostrado o gráfico do limite de escoamento em função da temperatura com os dados experimentais. Novamente, tem-se um coeficiente de determinação de 0,97 e dispersão reduzida de desvios padrão, indicando robustez no ajuste proposto no intervalo de temperatura estudado.



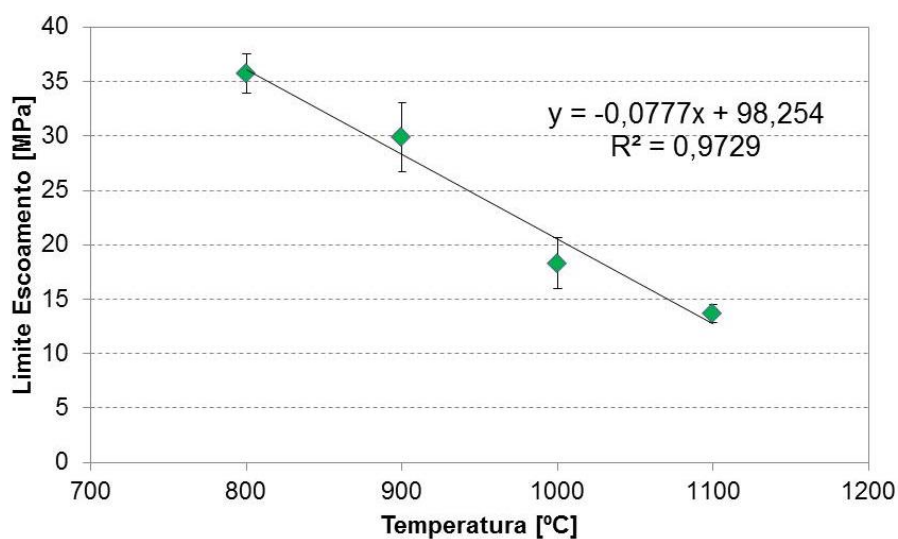


Figura 5.3 – Limite de escoamento em função da temperatura.

Tal como no caso anterior, foi elaborado o gráfico da Figura 5.4 do limite de escoamento em função da temperatura comparativamente aos dados da literatura obtida. Percebe-se de maneira geral boa concordância dos dados experimentais obtidos na tração a quente com a literatura, principalmente para os resultados obtidos por Ha *et alii* (2001) e Bellet e Thomas (2007).

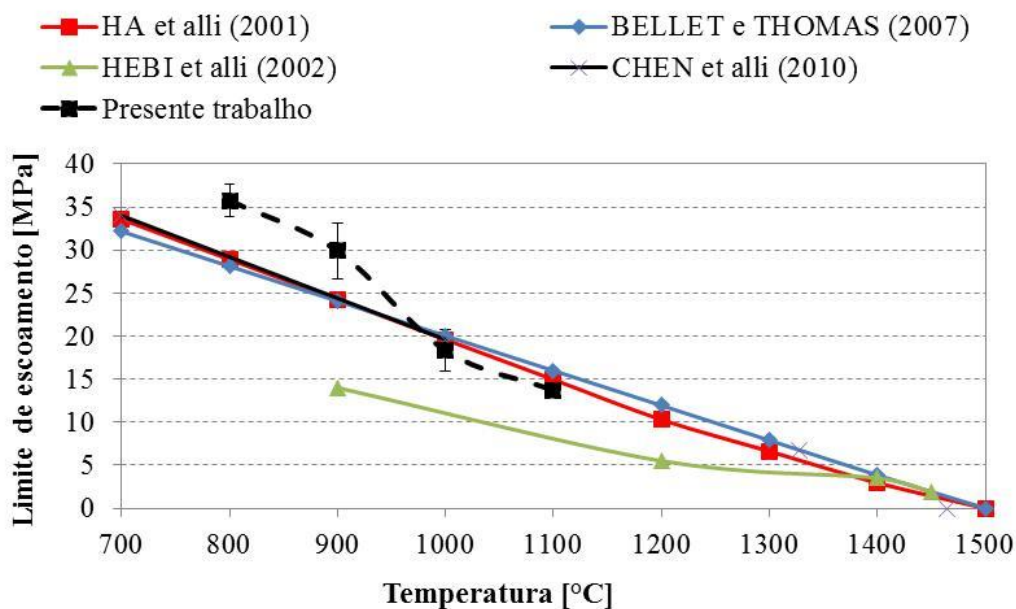
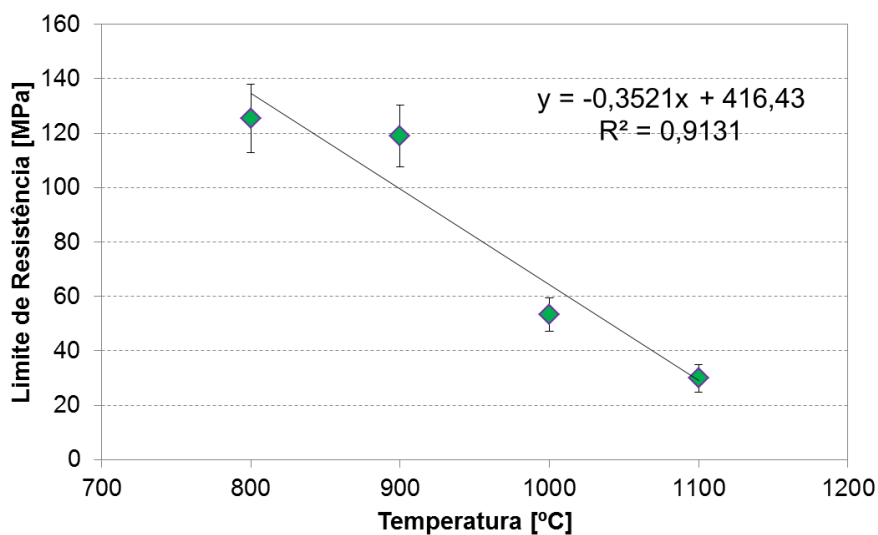


Figura 5.4 – Gráfico comparativo do limite de escoamento experimental em função da temperatura com a literatura consultada.

Finalmente, foi calculado o limite de resistência em função da temperatura, conforme o gráfico apresentado na Figura 5.5. No caso do limite de resistência obteve-se menor valor de coeficiente de determinação quando se compara aos resultados do limite de escoamento, 0,91 versus 0,97, respectivamente. Contudo, enfatiza-se ainda a elevada qualidade de ajuste.



**Figura 5.5 – Limite de resistência em função da temperatura.**

No ANSYS são inseridas as curvas tensão verdadeira em função da deformação plástica verdadeira, sendo estas apresentadas na Figura 5.6.



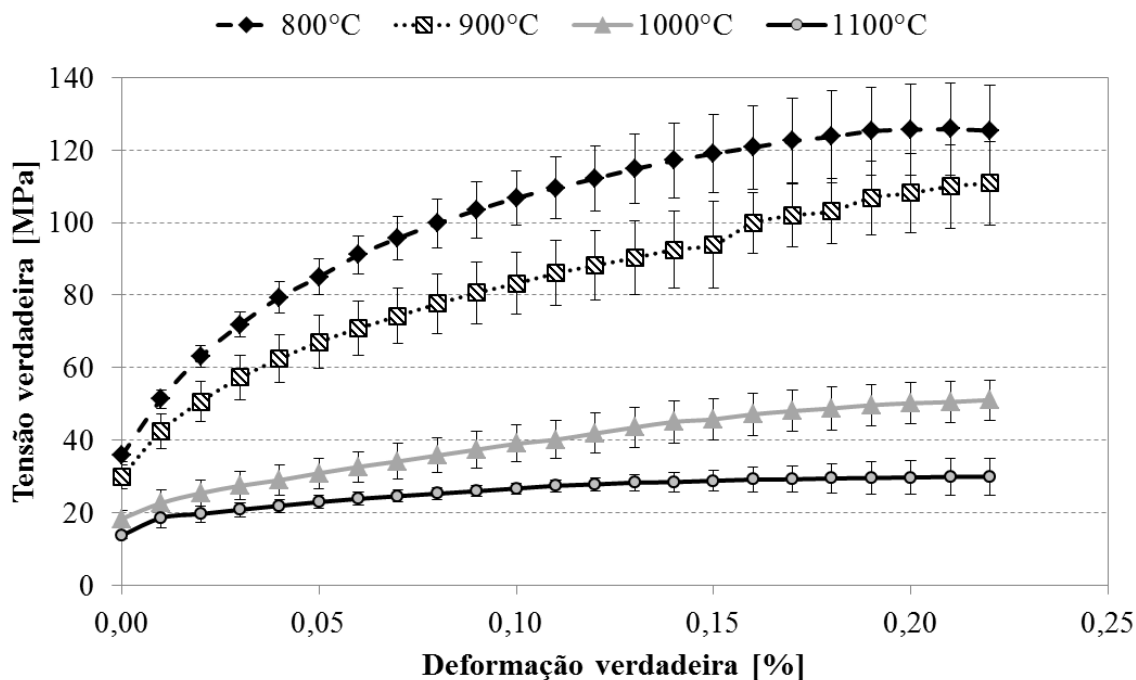


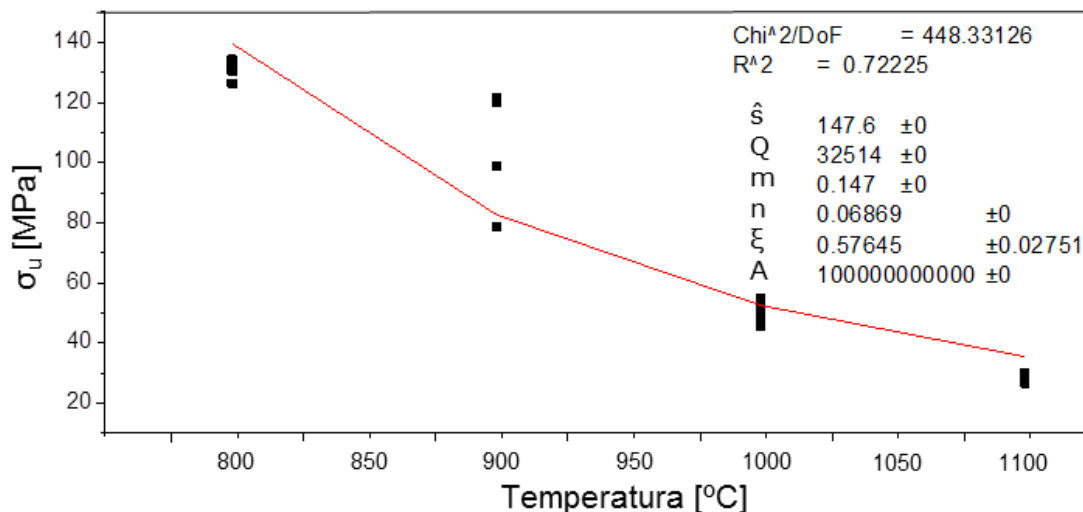
Figura 5.6 – Curvas tensão verdadeira versus deformação plástica para as diferentes temperaturas.

As curvas mostradas nas Figuras 5.3 e 5.5 foram a base para o ajuste das regressões múltiplas das constantes do modelo de Anand, tema do próximo tópico.

## 5.2 Ajuste das constantes do modelo de Anand

Conforme descrito na seção 3.1.4 da revisão bibliográfica o modelo de Anand foi desenvolvido baseando-se em nove constantes. As constantes obtidas por Koric e Thomas (2008) e Huespe et alli (2000) mostradas na tabela III.5 foram tomadas como valores iniciais para o início do processo iterativo do ajuste múltiplo realizado no *software* Origin 7.5. De acordo com a equação (3.10) que correlaciona o limite de resistência (MPa) com a temperatura (°C) e da taxa de deformação ( $\dot{\epsilon}_p$ ) e, neste caso mantida igual a  $5,6 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ , tem-se 6 constantes. Neste trabalho optou-se por obter a constante pré-exponencial ( $\xi$ ) a partir dos limites de resistência, pois os resultados preliminares dos ajustes indicaram desvio padrão elevado e/ou efeito dos valores iniciais no resultado final de obtenção para todas as constantes. Entende-se que a escolha de apenas uma taxa de deformação e quatro temperaturas pode ter diminuído a qualidade do ajuste para todas as 6 constantes. O resultado do ajuste para obtenção da

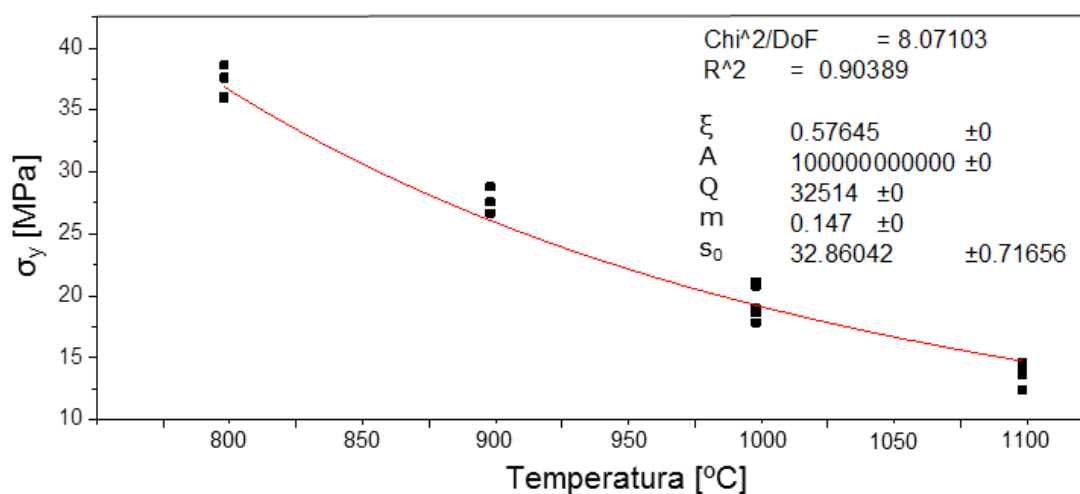
constante  $\xi$  a partir do limite de resistência em função da temperatura é mostrado na Figura 5.7.



**Figura 5.7 – Ajuste da constante pré-exponencial ( $\xi$ ) no gráfico do limite de resistência em função da temperatura.**

Conforme discutido previamente fixaram-se as constantes:  $\hat{s}$ , Q, m, n e A e teve-se ajustada a constante  $\xi$ , na qual foi obtido valor de  $0,58 \pm 0,03$ . Considera-se o desvio padrão obtido adequado, variando  $\xi$  na ordem de 5%. Na Figura 5.7 visualiza-se também o coeficiente de determinação obtido ( $R^2$ ), sendo que este quanto mais próximo de 1, melhor é a qualidade do ajuste, e neste caso igual a 0,72.

Na Figura 5.8 é mostrado o gráfico do limite do escoamento em função da temperatura com os resultados de ajuste para a constante da deformação interna ( $s_0$ ) obtidos a partir da equação (3.11). Assim como para o ajuste da constante pré-exponencial  $\xi$ , baseou-se nos valores iniciais para a regressão múltipla nas constantes de Koric e Thomas (2008) e Huespe et ali (2000) mostrados na tabela III.5. O ajuste realizado do limite de escoamento para a constante  $s_0$  recebe o valor já obtido anteriormente para a constante  $\xi$  de acordo com a Figura 5.8. O valor obtido de  $s_0$  igual a  $32,86 \pm 0,72$  é considerado apropriado em função do desvio representar aproximadamente 2% da constante. Neste caso o coeficiente de determinação obtido ( $R^2$ ) igual a 0,90 indica boa aproximação da modelagem aos dados experimentais.



**Figura 5.8 – Ajuste da constante da deformação interna ( $s_0$ ) no gráfico do limite de escoamento em função da temperatura.**

Portanto, os dados da Tabela III.5 associados aos ajustes múltiplos descritos anteriormente, compõem a Tabela V.1. Em negrito têm-se as constantes ajustadas e as demais obtidas baseando-se nos dados levantados por Koric e Thomas (2008) e Huespe et al. (2000).

**Tabela V.1 – Constantes utilizadas nas simulações do modelo de Anand.**

Símbolo	Unidade	Significado	Valores utilizados nas simulações
$s_0$	MPa	Resistência à deformação	<b>32,86</b>
$Q_A/R$	K	Energia de ativação	32514
$A$	Adim.	Constante pré-exponencial	$1E^{11}$
$\xi$		Multiplicador da tensão	<b>0,58</b>
$m$		Sensibilidade à taxa de deformação	0,147
$h_0$	MPa	Constante de encruamento	1329
$\hat{s}$		Coef. resistência à saturação de deformação	147,6
$n$	Adim.	Sensibilidade à saturação da taxa de deformação	0,06869
$a$		Sensibilidade à taxa de def. por endurecimento	1,01

As constantes mostradas na Tabela V.1 foram implementadas no ANSYS e utilizadas nas simulações com o modelo de Anand.

A partir das constantes definidas na Tabela V.1, da literatura consultada apresentada na Tabela III.5 e utilizando-se a equação (3.9) na temperatura de 1000°C, foi confeccionado o gráfico da Figura 5.9. Percebe-se que o ajuste é melhor nas proximidades do limite de escoamento e para maiores deformações. Visualiza-se também que a implementação das constantes de literatura para representar a curva tensão deformação experimental pode implicar em erros elevados.

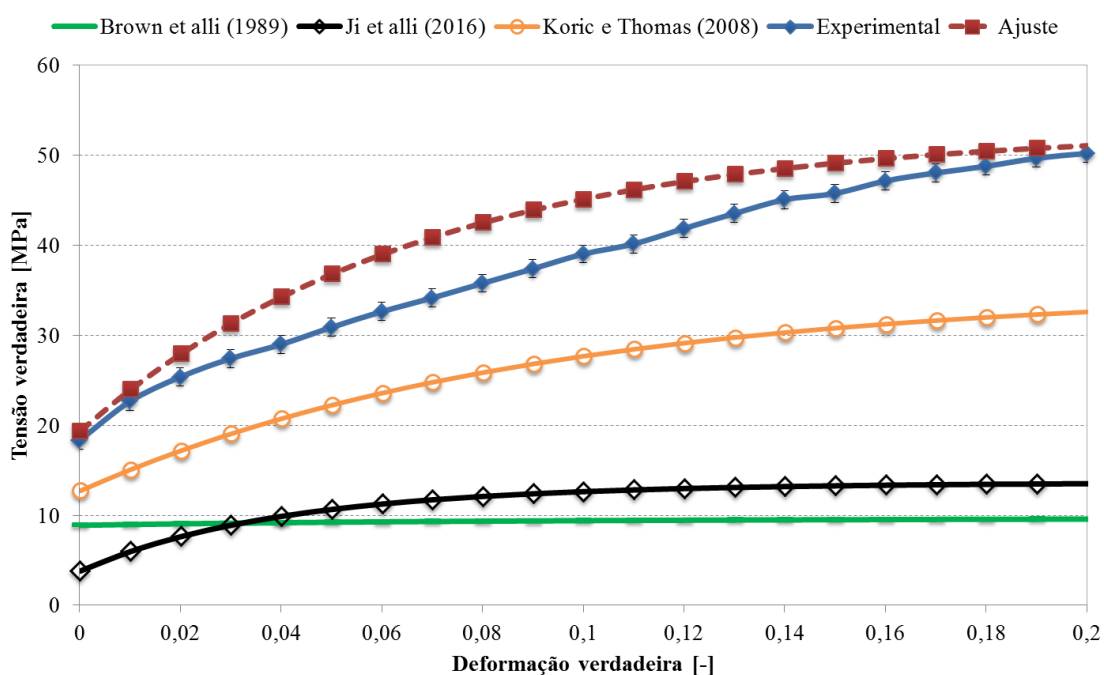


Figura 5.9 – Curva tensão versus deformação experimental, ajustada e de literatura na temperatura de 1000°C.

Em seguida são apresentados os resultados da simulação matemática.

### 5.3 Simulação matemática do desencurvamento via ANSYS

Os resultados da simulação matemática do desencurvamento via ANSYS são discutidos a seguir com a divisão a partir dos tópicos: comparação do modelo de Anand aos mecanismos de fluência e plasticidade, efeito das variáveis do processo na tensão, assim como, da deformação e efeito do desalinhamento de rolos nas tensões e deformações. Optou-se por apresentar os contornos de resultados, tanto de tensões, quanto de

deformações omitindo os rolos, pois a figura estaria visualmente com menor campo de visualização.

### 5.3.1 Comparação do modelo de Anand ao viscoplástico

A simulação da comparação do modelo de Anand aos mecanismos de fluência e plasticidade considerados de forma separada baseou-se em um caso com velocidade de lingotamento igual a 1,0 m/min e largura de placa de 1800 mm.

Na Figura 5.10 são mostrados os contornos de tensão [MPa] para o modelo de Anand (a) e viscoplástico (b). Percebe-se que a máxima tensão obtida no modelo de Anand é igual a 67,21 MPa, enquanto que, para o modelo viscoplástico é de 32,22 MPa. Em relação à distribuição o máximo ocorre de forma pontual para o modelo de Anand, enquanto que, para o viscoplástico homogêneo ao longo da quina.

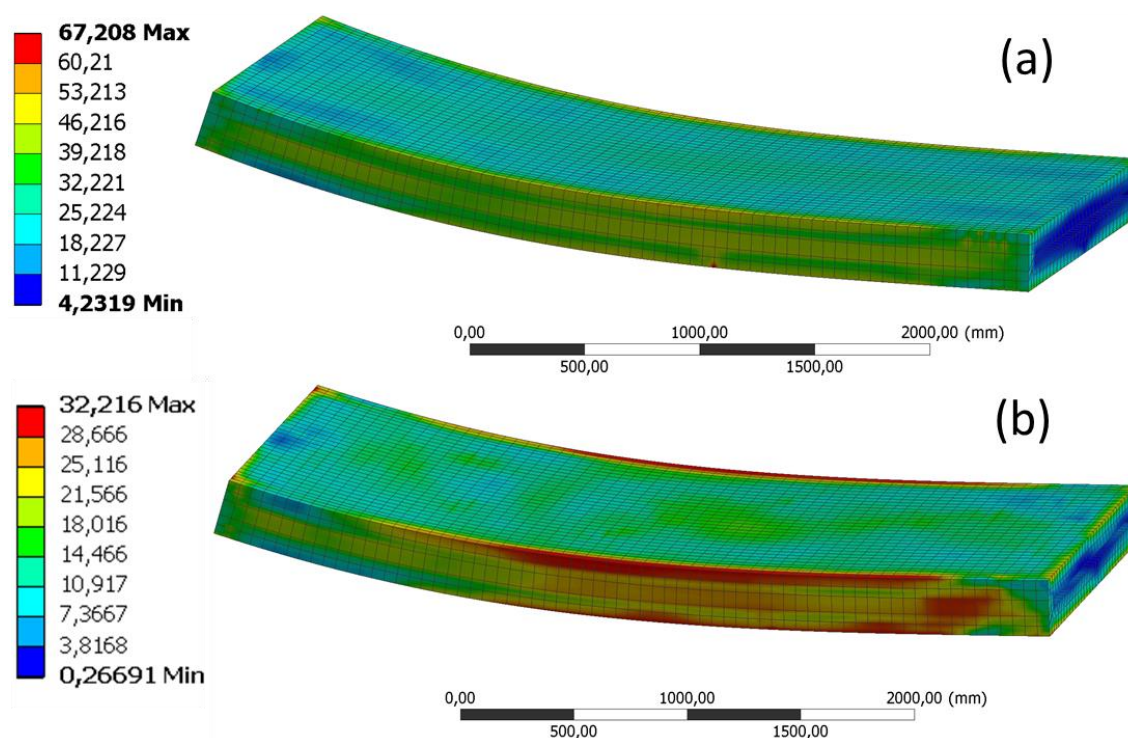


Figura 5.10 – Contorno de tensões para (a) o modelo de Anand e (b) viscoplástico.

Analisando os valores máximos de tensão exibidos na Figura 5.5 e/ou Figura 5.6 percebe-se que para temperaturas da ordem de 1000°C ou superiores o limite de resistência aproxima-se de 50 MPa. Os resultados de tensões obtidos na modelagem

matemática indicam que no viscoplástico este limite não teria sido atingido, enquanto que, no modelo de Anand ultrapassaria, indicando possíveis trincas formadas.

De maneira similar e comparativa são exibidos na Figura 5.11 os contornos de deformação total para o modelo de Anand (a) e o viscoplástico (b). Nota-se nos contornos que o máximo para o modelo de Anand obtido é 0,099 e para o viscoplástico igual a aproximadamente 0,014. Em relação a distribuição, detecta-se maiores pontos nas faces largas de máximos no contorno do modelo viscoplástico em relação ao de Anand.

Conforme apresentado na Equação (3.12) a deformação de desencurvamento pode ser calculada empiricamente. A partir da espessura da placa de 0,252 m, espessura solidificada de 0,11 m e dos raios de máquina evidenciados na metodologia e expostos na Figura 4.15, percebe-se que a deformação média é da ordem de 0,033. Assim, entende-se que o modelo viscoplástico proposto aproxima-se mais do cálculo baseado em correlação empírica.

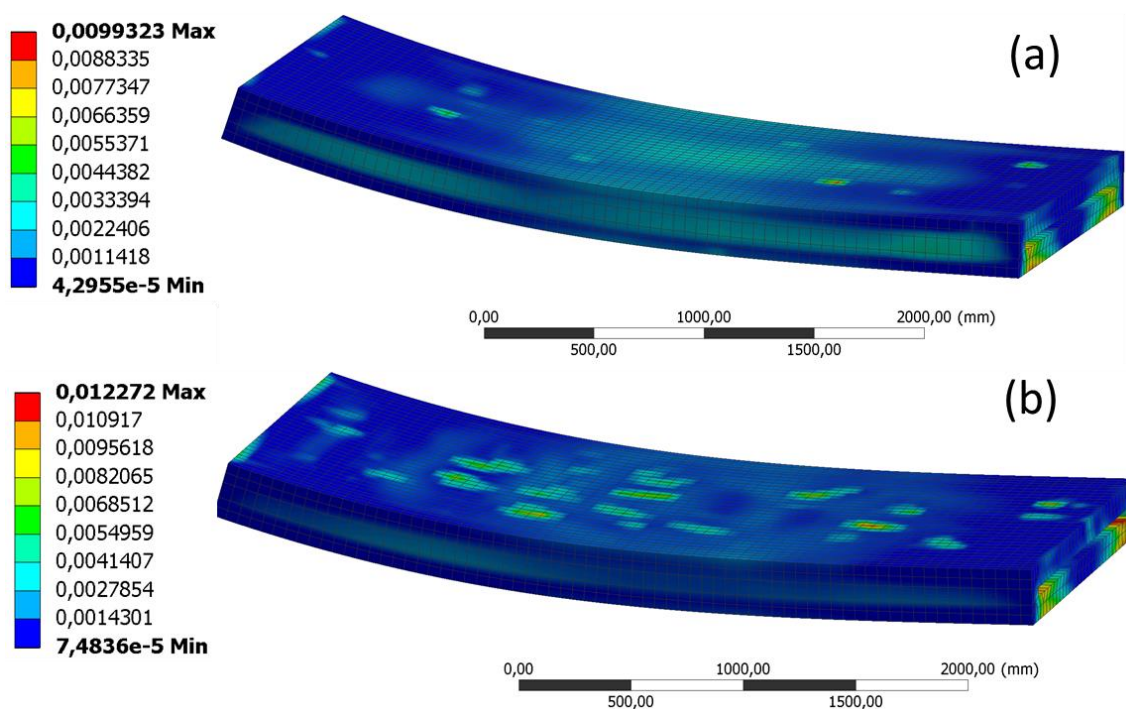


Figura 5.11 – Contorno de deformação total (a) modelo de Anand e (b) visco-plástico.



Quando se utiliza o modelo de Anand o *software* ANSYS desabilita a geração de campos de deformação por fluência, sendo que os mecanismos são visualizados de forma integrada no campo de plasticidade (ANSYS, 2016).

A seguir na Figura 5.12 são exibidas as deformações de plasticidade do modelo de Anand (a) comparadas ao modelo viscoplástico desmembradas para a fluência (b) e a plasticidade (c). Percebe-se que a plasticidade do modelo de Anand obtida é inferior à fluência do modelo viscoplástico e, como esperado, praticamente igual a deformação total mostrada na Figura 5.11 (a).

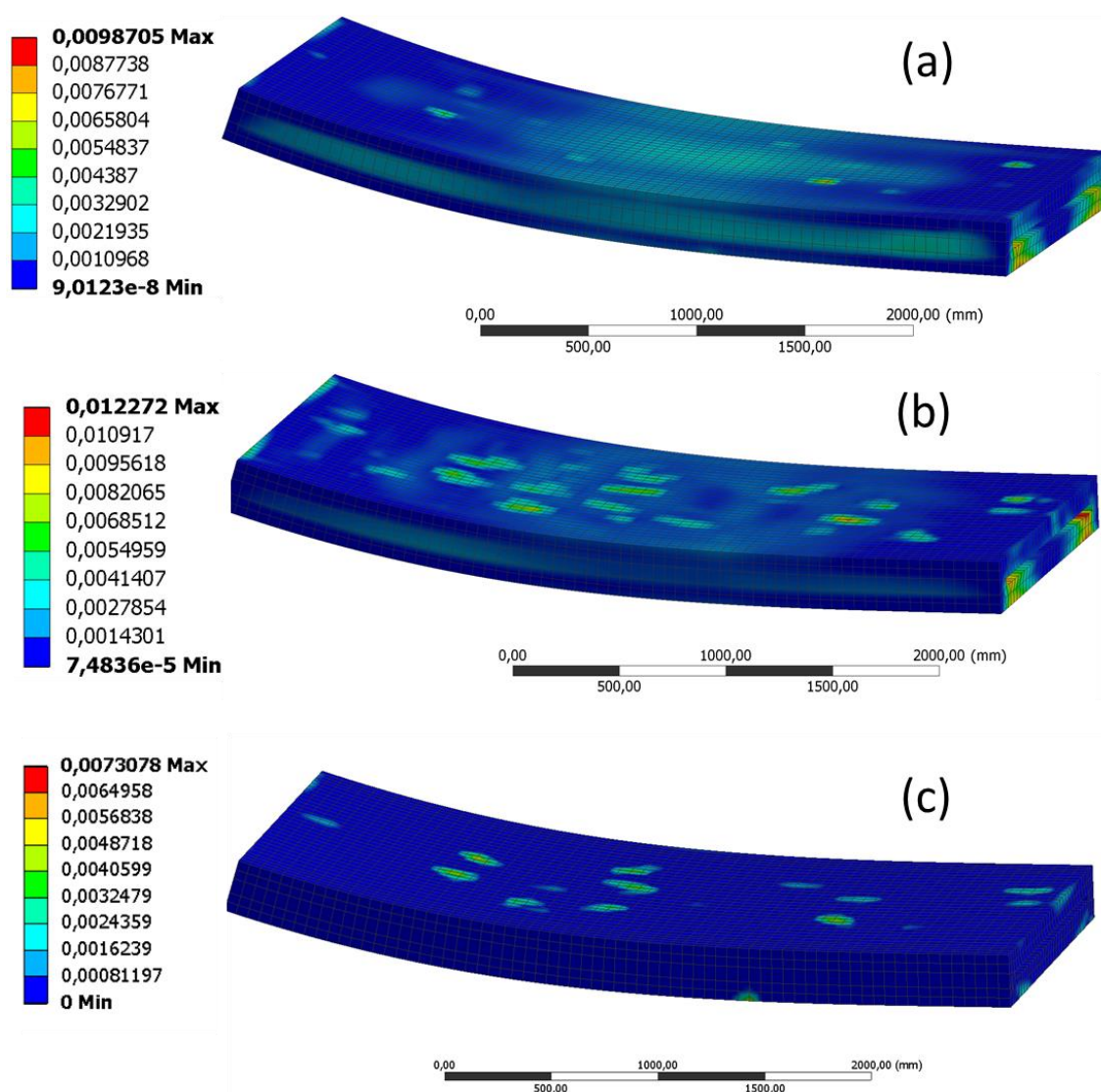


Figura 5.12 – Contorno de deformação plástica (a) modelo de Anand, de fluência (b) e plástica (c) no viscoplástico.

Conforme foi mostrado neste sub tópico a tensão máxima obtida na simulação com o modelo de Anand indica estar acima do limite de resistência do aço e, quando comparado ao viscoplástico tem-se valores majoritariamente inferiores. Assim como, nas deformações totais percebeu-se melhor aproximação dos resultados da abordagem viscoplástica aos resultados do modelo empírico. Portanto, entende-se que o modelo viscoplástico nas condições estudadas, representa melhor o fenômeno do descurvamento de placas no processo de lingotamento contínuo.

A seguir são apresentados e discutidos os resultados relativos ao efeito das variáveis de processo estudadas.

### **5.3.2 Efeito das variáveis do processo na tensão**

O modelo viscoplástico foi aplicado para a análise de sensibilidade proposta. Os resultados de tensão (MPa) considerando o efeito das variáveis estudadas, velocidade de lingotamento e largura de placa, são mostrados na Figura 5.13 em formato de contornos. As tensões máximas variam de 28,76 MPa até 37,88 MPa e encontram-se nas proximidades das quinas da placa nas faces superior e inferior. Constata-se que os máximos ocorrem nas proximidades das quinas tal como mostrado na literatura. De uma maneira geral a partir dos contornos, pode-se perceber que com o aumento da largura, mantendo-se a velocidade constante, tem-se uma elevação da tensão. Em relação ao aumento da largura, observa-se intensificação das tensões máximas. Para a velocidade de 0,8 m/min, aumentando-se a largura de 1200 mm para 1800 mm, a tensão elevou-se de 30,6 MPa para 37,9 MPa, que representa um acréscimo de aproximadamente 24%. Enquanto que, para a velocidade de 1,0 m/min a elevação da largura de 1200 mm para 1800 mm, acarreta em um aumento na tensão de 28,8 MPa para 32,2 MPa, indicando aumento percentual de 12%. Portanto, o efeito do aumento da tensão com a elevação da largura mostra-se mais expressivo para velocidades mais baixas.



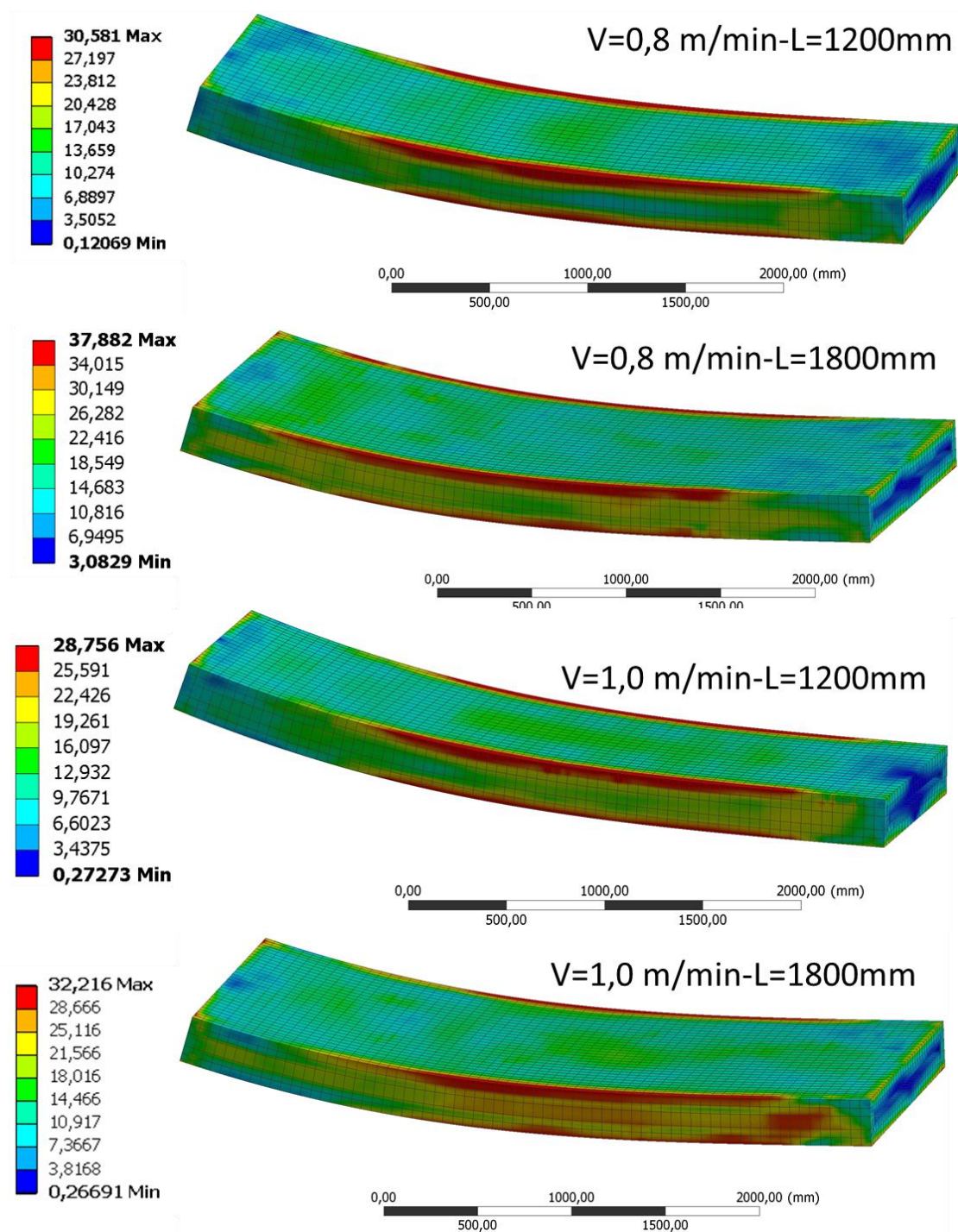


Figura 5.13 – Efeito da largura de placa e da velocidade de lingotamento nos contornos de tensão [MPa].

Em seguida, são apresentados os resultados relativos a deformação nas condições de processo estudadas.

### 5.3.3 Efeito das variáveis do processo na deformação

O efeito das variáveis do processo na deformação são apresentados e discutidos a seguir. Os contornos de deformação total podem ser visualizados na Figura 5.14 de acordo com as condições de processo estudadas. Percebe-se que o máximo ocorre na condição de velocidade de 0,8 m/min e largura de placa igual a 1800 mm. De maneira geral tal como nos resultados de tensão, aumentando a largura e diminuindo a velocidade, detectou-se a elevação da deformação total. Neste caso da deformação percebeu-se uma discrepância mais acentuada entre as variáveis, sendo o efeito da largura de placas prevalecendo fortemente sobre a velocidade de lingotamento. Os máximos para a velocidade de lingotamento de 0,8 m/min com largura de 1200 mm são de aproximadamente 0,0066, enquanto que, para esta mesma velocidade e largura de 1800 mm chegam a 0,014. Este fenômeno pode ser visualizado também na condição de velocidade igual a 1,0 m/min e largura de 1200 mm em que a deformação é de 0,005 e nessa velocidade e largura de 1800 mm igual a 0,012, mostrando assim, que o aumento da largura potencializa a deformação total no veio. O efeito da velocidade foi visualizado conforme mostrado na Figura 5.14.

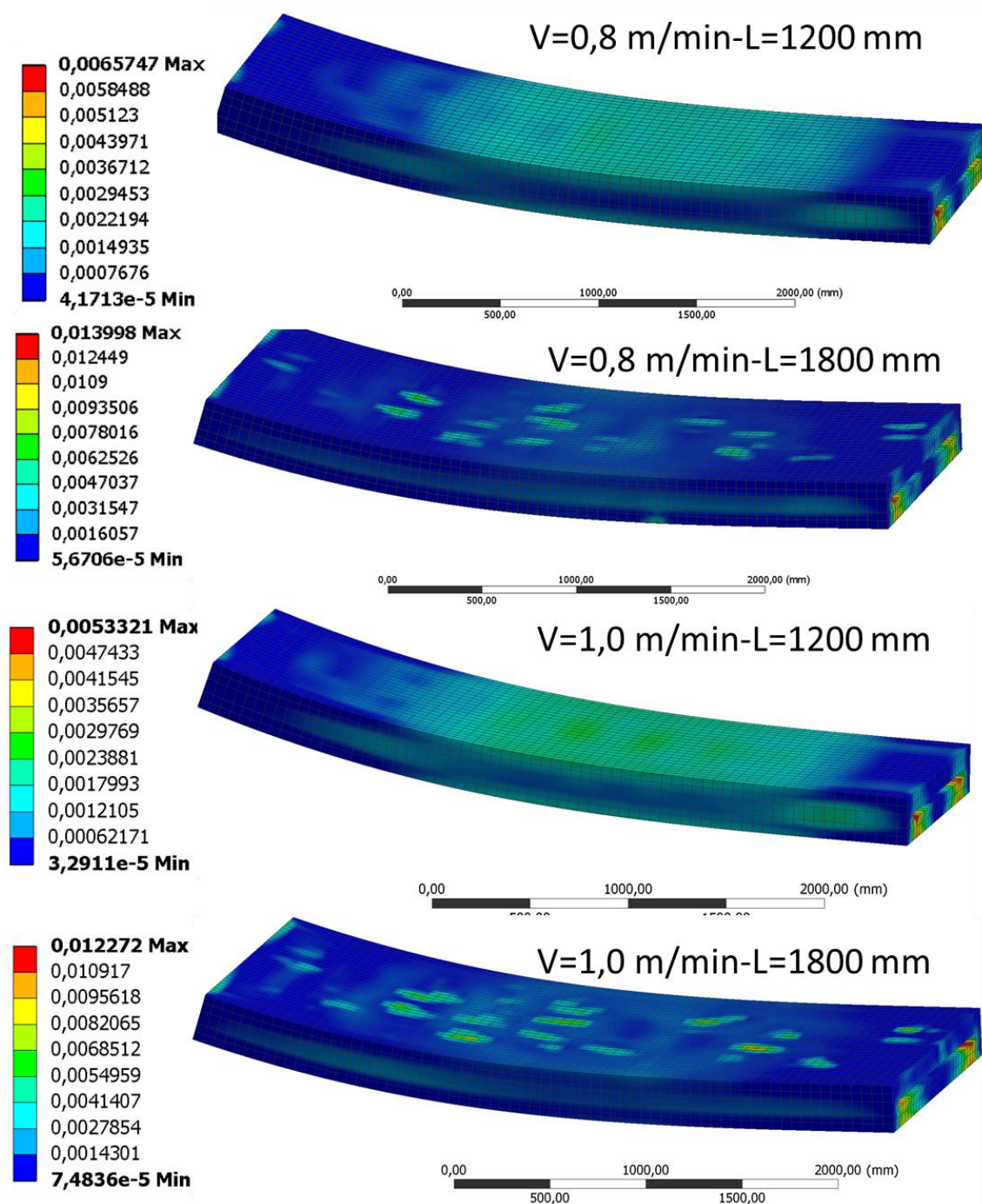


Figura 5.14 –Efeito da largura de placa e da velocidade de lingotamento nos contornos de deformação total.

No tópico seguinte o desalinhamento de rolos é apresentado e discutido.

### 5.3.4 Efeito do desalinhamento de rolo nas tensões e deformações

O efeito do desalinhamento de rolos nas tensões e deformações foi avaliado de maneira comparativa, tal como na análise dos modelos no item 5.3.1, na condição de 1,0 m/min de velocidade de lingotamento e 1800 mm de largura de placas. O rolo desalinhado é o de número 42 na face superior e de 1 mm, conforme indicado na metodologia.

Na Figura 5.15 são apresentados os contornos de tensão com intuito de confrontação. Percebe-se que a tensão máxima na condição com o desalinhamento é muito superior, aproximadamente 56,4 MPa, enquanto que na configuração alinhada igual 32,2 MPa. Esta diferença representa um aumento de 75%. Sendo o máximo ocorrendo em pontos próximos à região do desalinhamento. Portanto, avalia-se elevado potencial de trincamento resultante do desalinhamento quando comparado aos demais efeitos de variáveis de processo.

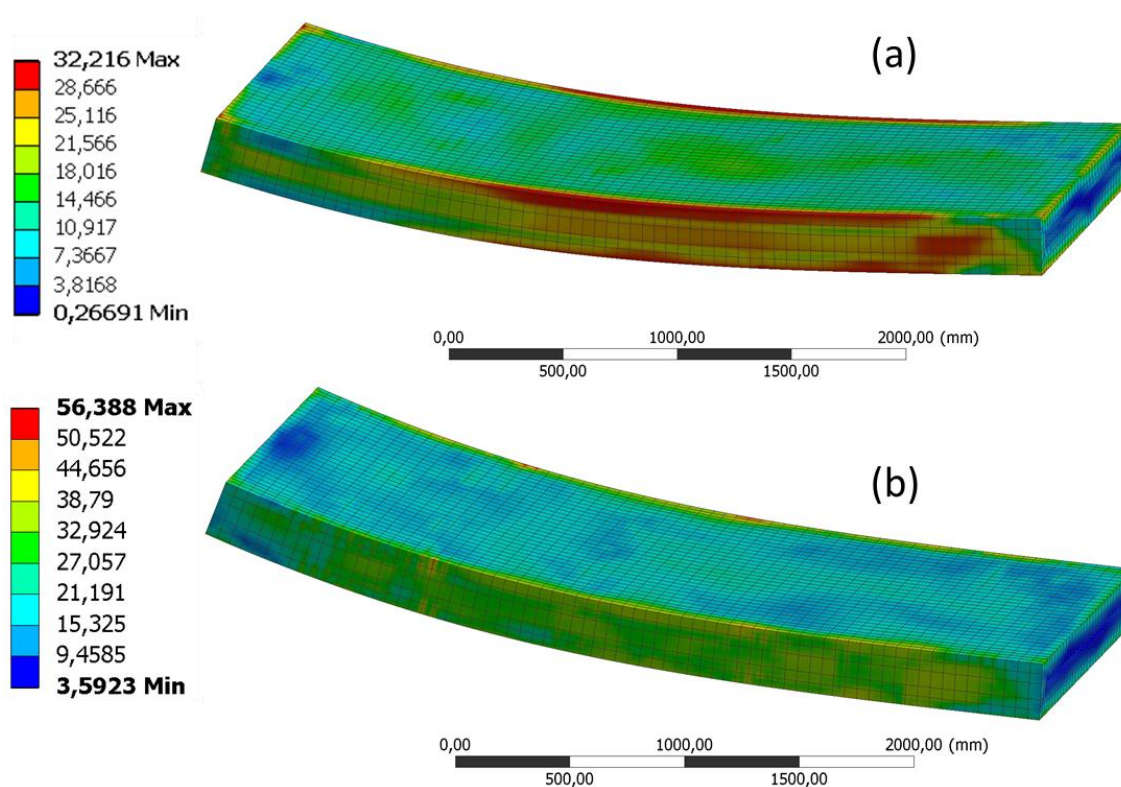
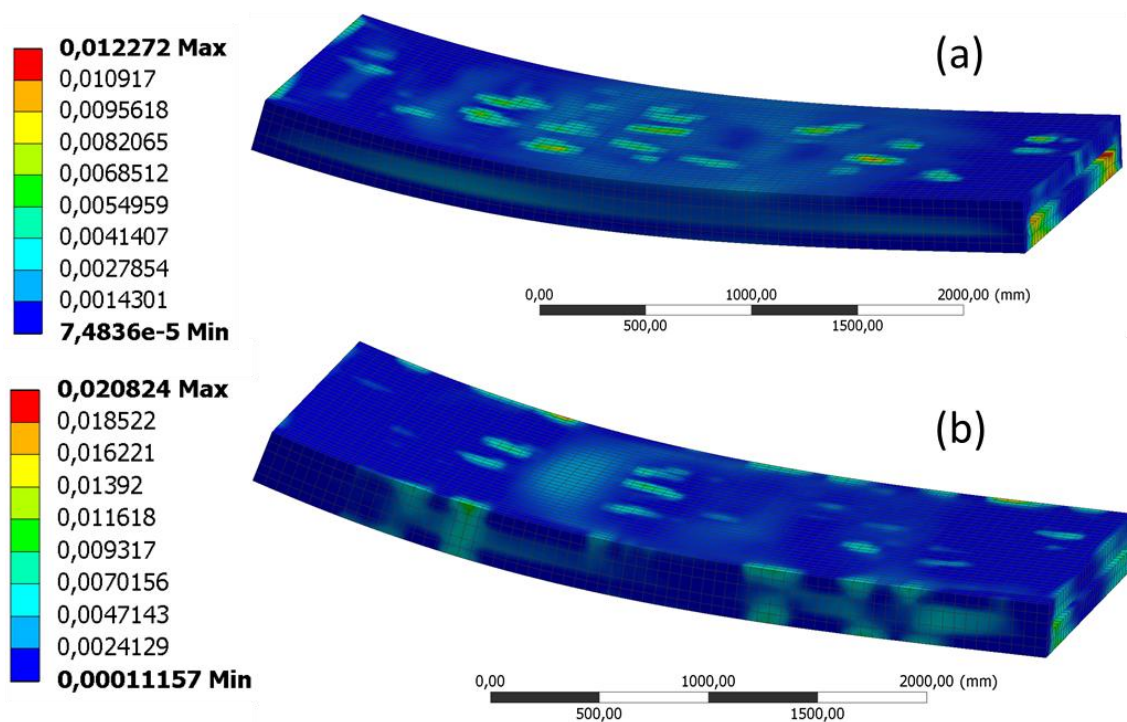


Figura 5.15 –Contornos de tensão para a condição alinhada (a) e desalinhado de 1 mm (b).

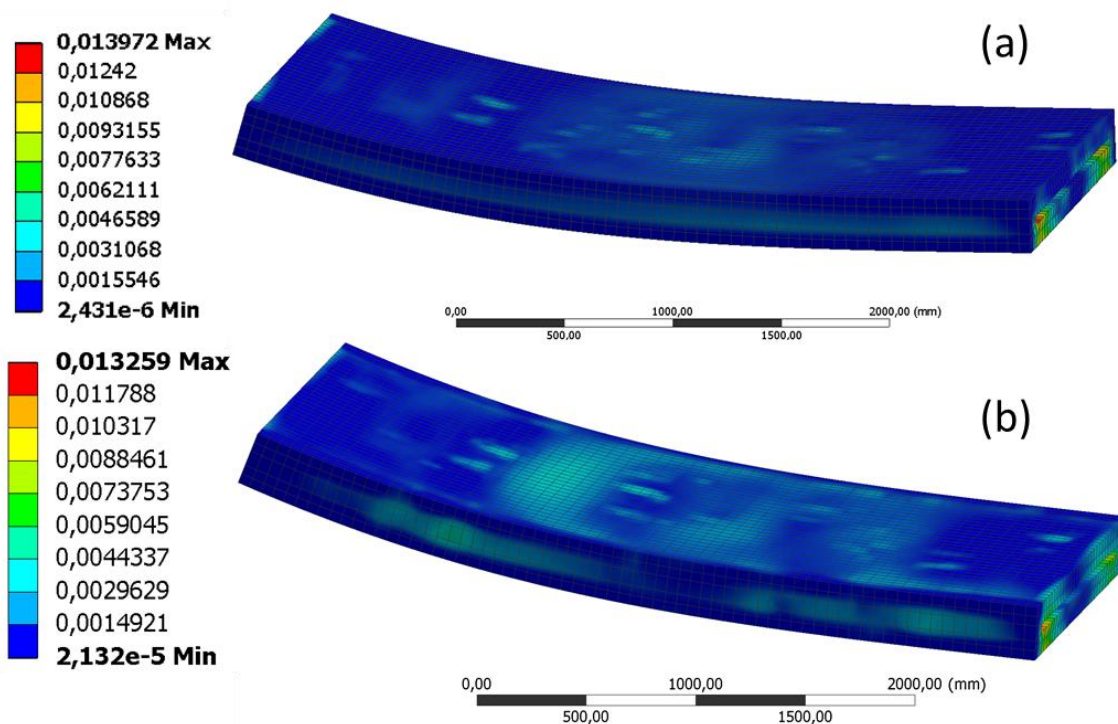
Os resultados de deformação total conforme indicado na Figura 5.16, estão em linha com as tensões, ou seja, elevam-se com o desalinhamento. O máximo passa de 0,012 aproximadamente para 0,021, que equivale a uma aumento percentual de 70%.





**Figura 5.16 –**Contornos de deformação total para a condição alinhada (a) e desalinhado de 1 mm (b).

Percebe-se proximidade de resultados nos contornos de deformação por fluência entre as condições com e sem desalinhamento de rolos. Portanto, a influência no mecanismo de fluência mostra-se nula.



**Figura 5.17 –**Contornos de deformação por fluência para a condição alinhada (a) e desalinhado de 1 mm (b).

Na Figura 5.18 são mostrados os contornos de deformação plástica tanto para a condição alinhada (a) quanto para desalinhada de 1 mm (b). Nota-se elevado aumento da deformação plástica na região da face estreita da placa. O máximo de 0,007 comparado ao de 0,019 representa elevação de 36% na deformação plástica de maneira geral, evidenciando o impacto do desalinhamento nas deformações.

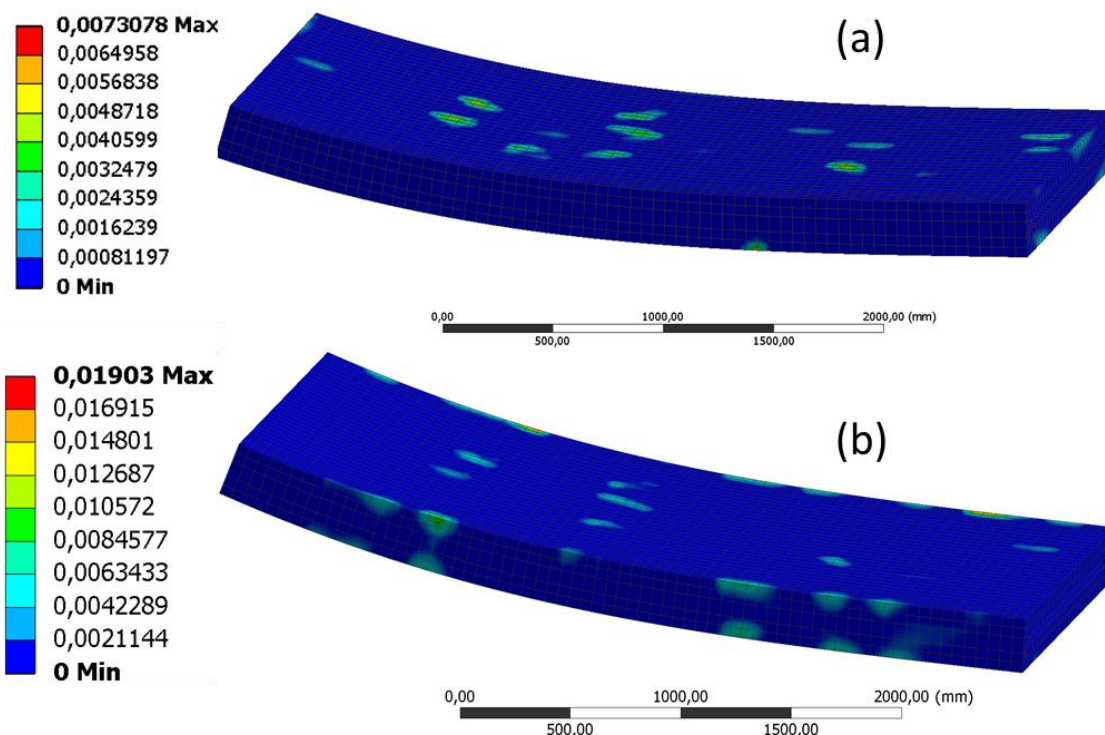
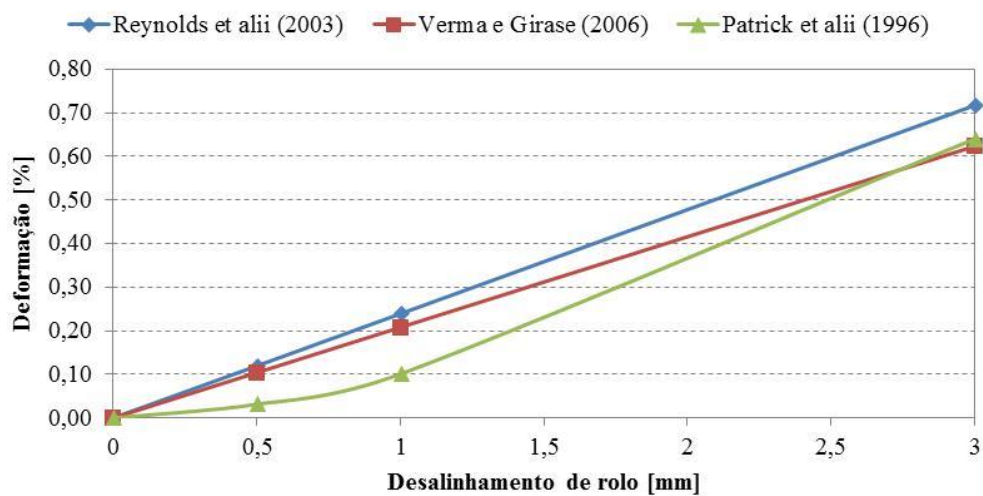


Figura 5.18 –Contornos de deformação plástica para a condição alinhada (a) e desalinhado de 1 mm (b).

Na Figura 5.19 é mostrado um gráfico comparativo de valores aplicados das equações (3.23), (3.24) e (3.25) ilustrando o efeito do desalinhamento de rolos na deformação por abaulamento. O espaçamento utilizado foi de 380 mm, a espessura solidificada igual 100 mm e a temperatura na superfície da placa de 1000°C. Percebe-se que com o aumento do desalinhamento de rolos a diferença da deformação estimada entre as equações tende a aumentar. Os resultados obtidos com a equação desenvolvida por Patrick *et alii* (1996) divergem substancialmente dos demais para desalinhamentos entre 0 e 1 mm e aproxima-se dos resultados de Verma e Girase (2006) para elevados desalinhamentos.



**Figura 5.19 – Gráfico comparativo do efeito do desalinhamento de rolos na deformação da pele.**

Portanto, percebe-se que o maior efeito do desalinhamento na deformação pode ser associado ao mecanismo de plasticidade, e conseqüentemente, formação de possíveis trincas nestas regiões.



## 6 CONCLUSÕES

A avaliação das tensões e deformações no lingotamento contínuo na etapa de desencurvamento foi realizada considerando simultaneamente plasticidade e fluência valendo-se do modelo de Anand. Este modelo fundamenta-se a partir de nove constantes. Determinou-se as propriedades de tração em função da temperatura no intervalo entre 800 e 1100°C. Duas das constantes do modelo de Anand foram ajustadas com os resultados experimentais realizados. A constante  $\xi$  que representa o multiplicador da tensão igual a 0,57 e  $s_0$  a resistência a deformação 32,9 MPa. A abordagem em separado dos mecanismos, baseou-se nessas curvas tensão versus deformação para as temperaturas de 800°C a 1100°C, e um modelo de fluência implementado no ANSYS com as constantes obtidas em literatura.

A tensão máxima observada na placa durante o desencurvamento utilizando o modelo de Anand foi 67,21 MPa enquanto que para o viscoplástico de 32,2 MPa. Portanto as tensões observadas para o modelo de Anand encontram-se acima do limite de resistência do aço estudado para as temperaturas acima de 1000°C, e desta não forma não foram visualizadas trincas generalizadas em aços semelhantes durante o seu processo de produção. A deformação total foi também comparada entre os modelos. Para o de Anand foi observada uma deformação de 0,0099 e para o viscoplástico 0,0123 nas mesmas condições de processamento. O modelo empírico utilizado mostrou resultados de 0,033, e assim, comparativamente percebe-se que o modelo viscoplástico aproxima-se do modelo empírico. Portanto, entende-se que o modelo viscoplástico representa melhor a realidade no desencurvamento de placas no processo de lingotamento contínuo.

Percebeu-se que as tensões são elevadas com o aumento da largura de placa e a diminuição da velocidade de lingotamento. Para a velocidade de 0,8 m/min, aumentando-se a largura de 1200 mm para 1800 mm, a tensão elevou-se de 30,6 MPa para 37,9 MPa, que representa um acréscimo de aproximadamente 24%. Enquanto que, para a velocidade de 1,0 m/min a elevação da largura de 1200 mm para 1800 mm, acarreta em um aumento na tensão de 28,8 MPa para 32,2 MPa, indicando ampliação

percentual de 12%. Portanto, o efeito do aumento da tensão mostra-se mais expressivo para velocidades mais baixas quando se tem a elevação da largura.

Em relação ao desalinhamento de rolo de 1 mm, identificou-se que a tensão aumenta de 75%, partindo-se de 32,2 MPa e atingindo 56,4 MPa nas mesmas velocidades e larguras. Sendo assim, avalia-se elevado potencial de trincamento o desalinhamento quando comparado aos demais efeitos de variáveis de processo. De maneira similar a deformação total eleva-se em 70%, sendo a condição alinhada igual a 0,0123 e desalinhada de 0,021. Percebeu-se que o incremento está associado principalmente ao mecanismo de plasticidade.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Entende-se que algumas oportunidades de análise futura são pertinentes:

- Realizar ensaios de tração a quente variando a taxa de deformação, aumentar o número de constantes ajustadas e reavaliar o modelo de Anand.
- Sugere-se avaliar o efeito da história térmica nas propriedades mecânicas e suas consequências nas tensões e deformações associadas ao lingotamento contínuo.
- Realizar os ensaios de tração a quente instrumentando os corpos de prova com extensômetros diminuindo o erro associado à deformação calculada.
- Resolver os modelos térmico e estrutural de maneira simultânea por meio de simulação com *software* de solver explícito, por exemplo, ANSYS LS-DYNA e considerar acoplamento do Thermo-Calc.

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS Workbench. Versão 18.0. Manual do usuário. 2016.

ANAND, L. Constitutive equations for the rate-dependent deformation of metals at elevated temperatures. Transactions of the ASME. Volume 104 / 12. January, 1982.

ANDRADE, S. C.; VALADARES, C. A. G.; RAMOS, A. A. Modelo Matemático para Controle de Resfriamento Secundário do Lingotamento Contínuo. Código interno APL053. Fevereiro 1993.

ANDRADE, S. O. Modelamento do Abaulamento de Placas durante o Lingotamento. Contribuição Técnica ao 43º Congresso Anual da ABM. Outubro de 1988. Belo Horizonte – MG.

BARBER, B.; LEWIS, B. A.; LECKENBY, B M. Finite-element Analysis of strand deformation and strain distribution in solidifying shell during continuous slab casting. Ironmaking and Steelmaking. 1985 VOL 12, NO 4, pág 171.

BELLET M., HEINRICH A. A Two-dimensional Finite Element Thermomechanical Approach to a Global Stress–Strain Analysis of Steel Continuous Casting. ISIJ International. Vol. 44 (2004), No. 10, pp. 1686–1695.

BROWN, S. B.; KIM, K. H.; ANAND, L. An internal variable constitutive model for hot working of metals. International Journal of Plasticity. Vol. 51989. Pág 95-130.

CHEN, W.; ZHANG, Y. Z.; WANG., B. X. Optimisation of continuous casting process parameters based on coupled heat and stress model. Ironmaking and Steelmaking. Vol 374. N°2. 147-154. 2010. DOI: 10.1179/174328108X378206

GRILL A.; BRIMACOMBE J. K.; WEINBERG F. Mathematical analysis of stresses in continuous casting of steel. Ironmaking and Steelmaking. 1976, N° 1, pág 38-47.

GUO, J.; LIU, Y.; LIU, L.; ZHANG, Y.; YANG, Q. 3D stress simulation and parameter design during twin-roll casting of 304 stainless steel based on the Anand model. International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials. Volume 21. Número 7, Julho, 2014. Pág. 666-673.

HA, J. S.; CHO, J. R.; LEE, B.Y.; HA M. Y. Numerical analysis of secondary cooling and bulging in the continuous casting of slabs. Journal of Materials Processing Technology 133 (2001). Pág 257-261.

HADALA, B.; RUDNICKA, A.; MALINOWSKI, Z.; GOLDASZ, A. The influence of thermal stresses and strand bending on surface defects formation in continuously cast strands. Archives of Metallurgy and Materials. Volume 56, 2011. Revista 2. DOI: 10.2478/v10172-011-0039-3

HAN, Z.; CAI, K.; LIU, B. Prediction and analysis on formation of internal cracks in continuously cast slabs by mathematical models. *ISIJ International*. Vol. 41. N°12. 2001. Pág. 1473-1480.

HEBI, Y.; MAN, Y.; HUIYING, Z. ; DACHENG, F. 3D stress model with friction in and of mould for round billet continuous casting. *ISIJ International*. Vol. 46. N°4. 2006. Pág. 546-552.

HU, X. D.; JU, D. Y. Application of Anand's constitutive model on twin roll casting process of AZ31 magnesium alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 16. 2006.

HUESPE, A. E.; CARDONA, A.; NIGRO, N.; FACHINOTOTTI, V. Visco-plastic constitutive models of steels at high temperature. *Journal of Materials Processing Technology*. 102. 2000. Pág. 143-152.

IRVING, W.R. *Continuous casting of steel*. London: The Institute of Materials, 1993. 207 p.

JI, C.; WU, C. H.; ZHU, M. H. Thermo-mechanical behavior of the continuous casting Bloom in the Heavy Reduction Process. *JOM*. 2016. DOI: 10.1007/s11837-016-2041-8

KAJITANI, Numerical Simulation of Deformation-Induced Segregation in Continuous Casting of Steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*. Volume 32A, Junho 2001- pag.1479.

KORIC, S.; THOMAS, B. G. Thermo-mechanical models of steel solidification based on two elastic visco-plastic constitutive laws. *Journal of Materials Processing technology*. Volume I97. 2008. Pág. 408-418.

KOSLOWSKI P. F.; THOMAS, B. G.; AZIL, J. A., WANG, H. Simple constitutive equations for steel at high temperature. *Metallurgical Transactions A*. Volume 23A. Março, 1992. Pág. 903-917.

LEE, J.; HAN, H. N.; OH, K. H.; YOON J. A fully coupled analysis of fluid flow, heat transfer and stress in continuous round billet casting. *ISIJ International*. Volume 39, 1999. No. 5, pág. 435-444.

LI, C.; THOMAS, B. G. Termomechanical finite-element model of shell behavior in continuous casting of steel. *Metallurgical and Materials Transactions B*. Volume 35B, Dezembro. 2004. pág. 1151-1172.

LIN, K.; THOMAS, B.G. Thermal stress analysis of bulging with roll misalignment for various slab cooling intensities. *China Steel Technical Report*. N° 16. 2002. Pág 9-14.

MOTOLAB, M.; CAI, Z.; SUHLING, J. C.; LALL, P. Determination of Anand

constants for SAC solders using stress-strain or creep data. 13 th IEEE ITherm Conference. Pás 910-922.

OKAMURA, K.; KAWASHIMA H. Three-dimensional Elasto-Plastic and Creep Analisis of Bulging in Continuously Cast Slabs. ISIJ International. Vol. 29 (1989), No. 8, pág 666-672.

PAPILLON, Y.; JÄEGER, W.; KONIG, M.; WEISGERBER, B.; JAUHOLA, M. Determination of high temperature surface crack formation criteria in continuous casting and thin slab casting. European Commission – Technical Steel Research. 2003. EUR 20897 EN.

PASCON F. 2D½ thermal-mechanical model of continuous casting of steel using finite element method. Tese de doutorado. Universidade de Liege - Bélgica. 2004.

PASCON. 2D½ Thermal-Mechanical Model of Continuous Casting of Steel Using Finite Element Method. European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering. ECCOMAS. Barcelona. 2000.

PATRICK B.; SHORT M. W.; WALMSLEY R.; BARBER B.; HARSTE K.; TACKE K.-H.; STEINERT I. Crack prevention in continuous casting – European Commission – technical steel research n° 18558. 1996.

QIN Q., SHANG S.; WU D.; ZANG Y. Comparative Analysis of Bulge Deformation between 2D and 3D Finite Element Models. Hindawi Publishing Corporation. Advances in Mechanical Engineering. Volume 2014. <http://dx.doi.org/10.1155/2014/942719>

REYNOLDS, T.; FITZEL, H.; HARVEY, A.; JUZA, P.; MÖRWALD, K.; WINDER, E. The Making, Shaping and Treating of Steel (MSTS). The AISE Steel Foundation, Pittsburgh, PA, 2003, Capítulo 15, pag. 54.

RISSO, J. M.; HUESPE, A. E.; CARDONA, A. Thermal stress evaluation in the steel continuous casting process. International Journal For Numerical Methods In Engineering. 2006. Vol 65. Pág 1355-1377.

SAEKI, T., IMURA, H., OONISHI, Y., NIIMI, H., MIWA, E., YOSHIDA, T. IGARI, S., KITAMINE, S. Effect of bulging and solidification structure on segregation. Transactions ISIJ, vol. 24, 1984. Pág 907-916.

SANTOS, A.; A. Análise do Desencurvamento de Placas no Lingotamento Contínuo pelo Método dos Elementos Finitos. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP). Dezembro de 1991.

SCHIEFERMÜLLER A.; PREßLINGER, H.; ILIE, S.; FÜRST, CH.; XIA, G. Thermomechanical modeling of thick slabs geometry at continuous casting. 7° European Continuous Casting Consortium ECCC. Product quality (surface defects, internal quality) .2011.

SCHREWE, H. F. Continuous casting of steel: fundamentals principles and practice. Germany: Verlag Stahleisen Mbh, 1989. 194 p.

THOMAS, B. G. Modeling of the continuous casting of steel – past, present and future. Metallurgical and Materials Transactions B. Volume 33B. Dezembro de 2002. Pág. 795-812.

TRIOLET, N.; BOBADILLA, M.; BELLET, M.; AVEDIAN, L.; MABELLY, P. A thermomechanical modelling of continuous casting to master steel slabs internal soundness and surface quality. La Revue de Métallurgie-CIT. Pag 343. Maio. 2005.

VERMA, R. K.; GIRASE N. U. Comparison of different caster designs based on bulging, bending and misalignment strains in solidifying strand. Ironmaking and Steelmaking. 2006 VOL 33, NO 6, pág 471.

WANG, X.Y.; LIU, Q.; WANG, B.; WANG, X.; QING, J. S.; HU, Z. G.; SUN, Y. H. Optimal control of secondary cooling for medium thickness slab continuous casting. Ironmaking and Steelmaking. 2011 VOL 38, NO 7, pág 552.

WANG, G.Z.; CHENG, Z. N.; BECKER, K.; WILDE, J. Applying Anand model to represent the viscoplastic deformation behavior of solder alloys. Journal of Electronic Packaging - ASME. 2001 VOL 123, NO 7, pág 247-253. [DOI: 10.1115/1.1371781]

WON, Y. M.; HAN H. N.; YEO T.; OH, K. H. Analysis of Solidification Cracking Using the Specific Crack Susceptibility. ISIJ International. Vol. 40 (2000), No. 2, pp. 129–136.

WON, Y. M.; YEO, T.; SEOL, D. J.; OH, K. H. A new criterion for internal crack formation in continuously cast steels. Metallurgical and Materials Transactions B. Volume 31B, Agosto, 2000. Pág. 779-794.

WRAY, P. J. Effect of carbon content on the plastic flow of plain carbon steels at elevated temperatures. Metallurgical Transactions A. Volume 13A, Janeiro, 1982. Pág. 125-134. ISSN 0360-2133/82/0111-0125\$00.75/0.

YIN H.; YAO, M. Analysis of the nonuniform slag film, mould friction, and the new criterion for round billet continuous casting. Metallurgical and Materials Transactions B. Volume 36B, Dezembro, 2005. Pág. 857-864.

## APÊNDICE I

### Análise de independência de malha

A análise de independência de malha foi realizada utilizando o modelo de material com a abordagem tradicional, ou seja, fluência e plasticidade configuradas individualmente. A velocidade de lingotamento igual a 1,0 m/min, largura de placa igual a 1800 mm e sem desalinhamento de rolos.

Em todas as malhas construídas foi mantido constante o tamanho do elemento de volume nos rolos igual a 0,05 m.

Inicialmente, elaborou-se a malha C com tamanho de elemento na placa igual a 0,06 m e, em seguida, resolvido o modelo e obtidas as informações mostradas na Tabela A.1. As malhas D e E foram confeccionadas diminuindo-se sequencialmente de 5% o tamanho o elemento de volume. As malhas A e B de maneira similar aumentando-se o tamanho do elemento a uma taxa de 10%. Portanto, na tabela A.1 pode ser observado pelo número de nós e elementos que A é a malha mais grosseira e E a mais refinada.

**Tabela A.1 – Informações produzidas nos testes de independência de malha.**

Nome da malha	A	B	C	D	E
Dim. Elem. Placa [m]	0,0792	0,066	0,06	0,057	0,0542
Tensão Máx. [MPa]	41,77	36,156	38,972	32,216	31,19
Def. tot. min.	1,55E-04	1,75E-04	1,85E-04	1,12E-04	1,12E-04
Def. tot. máx.	0,027	0,0221	0,0340	0,0210	0,0198
Def. térm. máx.	1,44E-07	1,42E-07	1,42E-07	1,42E-07	1,41E-07
Def. fluência máx	0,0233	0,0184	0,0158	0,0140	0,0136
Número de nós	42092	48822	63165	69293	72291
Número de elementos	20750	22070	24622	25712	26195
Número de nós placa	25095	31825	46168	52296	55294
Número de elem. placa	4560	5880	8432	9522	10005
Número de nós rolos	16997	16997	16997	16997	16997
Número de elem. rolos	16190	16190	16190	16190	16190
Tempo de solução	9h 52min	12h 12min	21h30m	25h 7min	28h 39min

Na Figura A.1 é exibido um gráfico de tensão máxima em função do número de elementos de volume. O desvio relativo percentual da malha de 25712 para a malha de



26195 nós é igual 3,2%, portanto considerou-se independência de malha em relação a tensão.

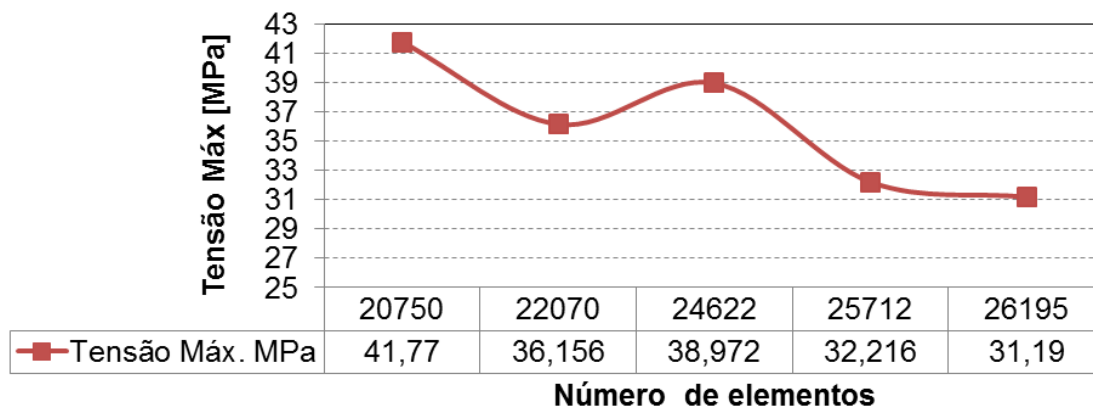


Figura A.1 – Efeito do número de elementos na tensão máxima.

Conforme indicado na Figura A.2 tem-se a variação da deformação total máxima em função do aumento do número de elementos de volume. Na medida em refina-se a malha de 25712 elementos para 26195 varia-se a deformação de 2,44%, portanto atingiu-se a independência de malha no que concerne à deformação total.

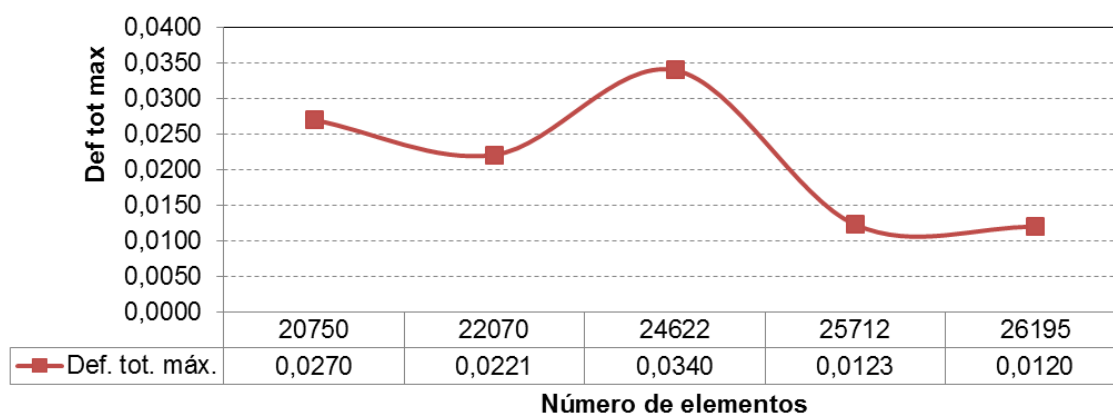


Figura A.2 – Efeito do número de elementos na deformação total máxima.

Na Figura A.3 é mostrado um gráfico da variação da deformação térmica e por fluência máximas em função do número de elementos. Percebe-se que o efeito dos elementos entre as malhas de 25712 e 26195 é reduzido para a fluência máxima que tem maior sensibilidade quando comparada a deformação térmica. Assim, entende-se que se

obteve a independência de malha para a deformação por fluência visto que a variação das malhas foi de 2,8%.

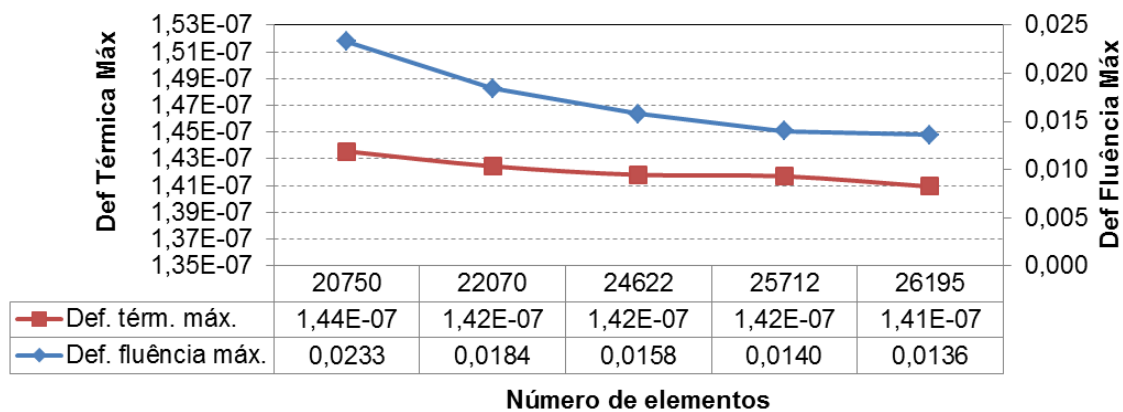


Figura A.3 – Efeito do número de elementos na deformação térmica e por fluência máximas.