

**MODELAGEM FISICAMENTE NÃO LINEAR
DE MATERIAIS REFRACTÁRIOS A ALTAS
TEMPERATURAS CONSIDERANDO EFEITOS
DE DANO**

Lucas Breder Teixeira

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**MODELAGEM FÍSICAMENTE NÃO LINEAR DE
MATERIAIS REFRACTÓRIOS A ALTAS
TEMPERATURAS CONSIDERANDO EFEITOS DE
DANO**

Lucas Breder Teixeira

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Samuel Silva Penna
DEES - UFMG (Orientador)

Prof. Dr. Roque Luiz da Silva Pitangueira
DEES - UFMG

Prof. Dr. Rodrigo Bresciani Canto
DEMa - UFSCar

Belo Horizonte, 20 de Setembro de 2017

B831m

Teixeira, Lucas Breder.

Modelagem fisicamente não linear de materiais refratários a altas temperaturas considerando efeitos de dano [manuscrito] / Lucas Breder Teixeira. -- 2017.

xv, 110 f., enc.: il.

Orientador: Samuel Silva Penna.

Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f.100-102.

Bibliografia: f. 103-110.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Materiais refratários - Teses. 3. Método dos elementos finitos - Teses. 4. Mecânica do dano contínuo - Teses. I. Penna, Samuel Silva. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 624(043)

*Se você não tem nenhuma dúvida é porque está mal
informado.*

Millôr Fernandes

A meus pais.

Índice

Índice	ii
Lista de Tabelas	iv
Lista de Figuras	viii
Lista de Abreviaturas e Siglas	ix
Lista de Símbolos	x
Resumo	xiii
Abstract	xiv
Agradecimentos	xv
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivos	2
1.1.1 Objetivos Gerais	2
1.1.2 Objetivos Específicos	2
1.2 Organização do Texto	3
2 MATERIAIS REFRAATÓRIOS	5
2.1 Classificação dos refratários quanto à composição química e ao formato	7
2.2 Propriedades térmicas e mecânicas dos materiais refratários	8
2.2.1 Propriedades térmicas	8
2.2.2 Propriedades mecânicas	9
2.3 Modelagem de Materiais Refratários	20
3 MODELO DE FISSURAÇÃO DISTRIBUÍDA APLICADO A MEIOS PARCIALMENTE FRÁGEIS	26
3.1 Modelos de fissuração distribuída	29
4 IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL	44
4.1 Organização do Núcleo Numérico	45
4.1.1 Classe <code>MaterialTemp</code>	46

4.1.2	Classe PersistenceAsXML	48
4.1.3	Classe FemModelTemp	49
5	EXEMPLOS TEÓRICOS	53
6	MODELAGEM APLICADA A ESTRUTURAS REFRATÁRIAS: ESTUDO DE CASO	71
6.1	O Processo Produtivo do Aço	71
6.2	Mecanismo de Válvula Gaveta	72
6.3	Placas de Mecanismo de Válvula Gaveta	75
6.4	Modelagem de uma Placa de Mecanismo de Válvula Gaveta	77
6.4.1	Variação da posição de aperto lateral das placas	81
6.4.2	Aplicação do carregamento devido à expansão térmica	89
7	CONSIDERAÇÕES FINAIS	96
7.1	Contribuições deste Trabalho	97
7.2	Sugestão para Trabalhos Futuros	98
7.2.1	Software INSANE	98
7.2.2	Modelagem constitutiva de estruturas refratárias	99
A	Relações Tensão-Deformação	100
A.1	Proposta de Boone e Ingraffea (1987)	100
A.2	Proposta de Carreira e Chu (1985, 1986)	101
	Referências Bibliográficas	103

Lista de Tabelas

5.1	Parâmetros das leis constitutivas do material variando com a temperatura - lei de Carreira e Ingraffea	54
-----	--	----

Lista de Figuras

2.1	Exemplos de equipamentos revestidos por material refratário:(a) Converter AOD (b) Converter LD	6
2.2	Exemplos de curvas tensão-deformação (a) Material sílico-aluminoso (b) Material com 70% de alumina. Adaptado de Schacht (1995)	10
2.3	Exemplos de curvas tensão-deformação para tração em refratários. Adaptado de Grasset-Bourdel (2011)	11
2.4	Envoltória de falha sob um estado de tensões triaxial. Adaptado de Andreev e Harmuth (2001)	12
2.5	Resistência à compressão uniaxial de um cilindro de 50 mm de diâmetro - Efeito de escala. Dados retirados de Poirier (2003)	13
2.6	Curva tensão x deformação com amolecimento. Penna (2011)	14
2.7	Efeitos observados na esteira e na ponta de uma trinca. Adaptada de Bradt (2004).	15
2.8	Desenho esquemático do método da cunha (Harmuth - 1995)	17
2.9	Tipos de modelos constitutivos utilizados para simulação termo-estrutural de refratários e suas principais características. Adaptado de Poirier (2003)	21
3.1	Diagramas tensão-deformação para: (a) Material com degradação elástica; (b) Material elastoplástico; (c) Comportamento real. Adaptado de Carol et al. (1994)	27
3.2	(a) Redução da área efetiva de um material sujeito a dano e sua representação matemática (b) Detalhe. Adaptado de Lemaitre e Desmorat (2005)	29
3.3	Transformações de coordenadas utilizadas no modelo de fissuração distribuída Penna (2011)	33

3.4	Leis constitutivas utilizadas no modelo de fissuração distribuída. (a) Lei de Carreira (b) Lei de Ingraffea (c) Lei bilinear. Adaptado de Penna et al. (2013)	37
3.5	Algoritmo do método de fissuração distribuída - Estado plano de tensão, trinca fixa e equilíbrio tangente	40
3.6	Interpolação das propriedades dos materiais	41
3.7	Interpolação das propriedades dos materiais - Refino de malha	42
4.1	Notação UML usada na descrição do projeto de classes	45
4.2	Organização do núcleo numérico	45
4.3	Hierarquia de classes - Material	47
4.4	Classe MaterialTemp	48
4.5	Exemplo de lista de nós e temperaturas associadas no arquivo de entrada de um modelo	49
4.6	Diagrama de classes - FemModelTemp	50
4.7	Fluxograma da estrutura implementada para consideração das propriedades de materiais variando com a temperatura no software INSANE	52
5.1	Leis tensão-deformação para o material utilizado para realizar os testes do modelo implementado	54
5.2	Curva tensão-deformação em tração e em compressão - 500°C	56
5.3	Modelo utilizado para os testes elementares de tração e compressão .	56
5.4	Validação do modelo de fissuração distribuída variando com a temperatura - temperaturas iguais em todos os pontos de integração . . .	58
5.5	Validação do modelo de fissuração distribuída variando com a temperatura - temperaturas diferentes nos pontos de integração do elemento	59
5.6	Validação do modelo de fissuração distribuída variando com a temperatura - temperaturas diferentes nos pontos de integração do elemento	60
5.7	Gradiente de temperaturas (°C) utilizado no teste de refino de malha	61
5.8	Malhas utilizadas para o modelo de carregamento de tração	61
5.9	Tração com temperatura variável - Refino de malha	62
5.10	Refino de malha com interpolação em faixas - Esquema 1 - Tração . .	64
5.11	Refino de malha com interpolação em faixas - Esquema 2 - Tração . .	64
5.12	Refino de malha com interpolação em faixas - Esquema 1 - Compressão	65

5.13	Refino de malha com interpolação em faixas - Esquema 2 - Compressão	65
5.14	Simulações de flexão. (a) Modelo e malha. (b) Gradiente de temperaturas de baixo para cima. (c) Gradiente de temperaturas de cima para baixo. (d) Temperatura distribuída lateralmente.	66
5.15	Resposta em flexão para diferentes distribuições de temperaturas . . .	68
5.16	Estado de danificação da viga com diferentes valores de deslocamento vertical do nó central, com as distribuições de temperatura mostradas na Figura 5.14	70
6.1	Fluxo simplificado da produção do aço. Adaptado de Brasil (2017) . .	72
6.2	Mecanismo de Válvula Gaveta. (a) Componentes básicos. (b) Montagem refratária	74
6.3	Desenho esquemático de uma placa de Mecanismo de Válvula Gaveta	75
6.4	Condições de aperto das placas e o correspondente estado de tensões. citepKurashina	77
6.5	Distribuição de temperaturas na placa de MVG	78
6.6	Distribuição de temperaturas na placa de MVG	79
6.7	Leis tensão-deformação para o material utilizado	80
6.8	Malha utilizada nas simulações	81
6.9	Carregamentos aplicados à placa de MVG. (a) Carga reta. (b) Carga inclinada	82
6.10	Dano na direção 1. (a) Carregamento reto (b) Carregamento inclinado	83
6.11	Dano na direção 1 x Fator de Carga - Comparação entre aplicação de carga reta e inclinada	84
6.12	Dano na direção 2 x Fator de Carga - Comparação entre aplicação de carga reta e inclinada	85
6.13	Dano na direção 2. (a) Carga reta (b) Carga inclinada.	86
6.14	Estado final do dano na direção 2 para o caso do carregamento inclinado	87
6.15	Configuração deformada com aumento de 100 vezes nos deslocamentos (a) Carga reta (b) Carga inclinada.	88
6.16	Restrições aplicadas ao caso com carregamento térmico	89
6.17	Load Factor x Displacement - node 11	90
6.18	Tensões principais na direção 1 para o caso com carregamento térmico. (a) Ponto A da Figura 6.17. (b) Ponto B. (c) Ponto C	91

6.19	Configurações deformadas para o caso com carregamento térmico. . .	92
6.20	Curva Fator de Carga x Deslocamento para os nós 40 e 87	93
6.21	Curva Tensão x Deformação para o ponto de integração mais próximo ao nó 11	94
6.22	Curva Dano na direção 1 x Deformação na direção 1 para o ponto de integração mais próximo ao nó 11	95
A.1	Lei de Boone e Ingraffea (1987). Figura retirada de Penna (2011) . .	101
A.2	Lei de Carreira e Chu (1985, 1986). Figura retirada de Penna (2011)	102

Lista de Abreviaturas e Siglas

UFMG Universidade Federal de Minas Gerais

MEF Método dos Elementos Finitos

INSANE Interactive Structural Analysis Environment

ASTM American Society for Testing and Materials

RVE Representative volume element (Elemento volumétrico representativo)

PG Ponto de Gauss

PI Ponto de Integração

UC Unidade de comprimento

UF Unidade de força

POO Programação Orientada a Objetos

UML Unified Modelling Language

XML eXtensible Markup Language

Lista de Símbolos

k	Condutividade térmica
ρ	Densidade
c_p	Calor específico
ϵ	Emissividade
α	Coefficiente de expansão térmica
G_f	Energia de fratura
σ_f	Resistência à tração
σ_{max}	Tensão máxima suportada antes do aparecimento da trinca
L	Comprimento característico
b	Número de fragilidade
t	Tempo
Q_c	Energia de ativação
R	Constante universal dos gases
T	Temperatura
\vec{n}	Vetor normal a um plano
$D_{\vec{n}}$	Variável de dano dependente da normal \vec{n}

n	Eixo principal de ortotropia - direção normal à trinca
s	Eixo principal de ortotropia - direção tangencial à trinca
t	Eixo principal de ortotropia - direção tangencial à trinca
t	Eixo principal de ortotropia - direção tangencial à trinca
E	Módulo de elasticidade
E_0	Módulo de elasticidade inicial
E_n	Módulo de elasticidade na direção n
E_t	Módulo de elasticidade na direção t
C	Tensor de flexibilidade
ε_l	Tensor de deformações no sistema local
ε_g	Tensor de deformações no sistema global
σ_l	Tensor de tensões no sistema local
ν	Coefficiente de Poisson
D	Tensor constitutivo
${}^s_l D$	Tensor constitutivo secante local
${}^s_g D$	Tensor constitutivo secante global
${}^t_l D$	Tensor constitutivo tangente local
${}^t_g D$	Tensor constitutivo tangente global
G_{ns}	Módulo de elasticidade transversal
β	Fator de retenção ao cisalhamento

\mathbf{T}_σ	Matriz de transformação de tensões
\mathbf{T}_ϵ	Matriz de transformação de deformações
\mathbf{K}	Matriz de rigidez global do sistema
k^e	Matriz de rigidez do elemento
δU	Vetor de deslocamentos incrementais
P	Vetor de cargas de referência
Q	Vetor de forças residuais
$\delta \lambda$	Incremento do fator de carga
B	Matriz deformação-deslocamento
F_{int}	Forças internas

Resumo

Esta dissertação discute a modelagem fisicamente não linear de materiais refratários sujeitos a altas temperaturas utilizando o Método dos Elementos Finitos, onde efeitos de dano são significativos para a correta descrição de seu comportamento em operação. Inicialmente é feita uma descrição geral dos materiais refratários, citando-se suas diversas composições químicas e formatos. As características termomecânicas desses materiais são então detalhadas, destacando-se principalmente suas propriedades elásticas, de amolecimento e de fluência e relaxação de tensões ao longo do tempo. São feitas ainda considerações sobre a evolução da modelagem numérica de refratários, partindo de modelos lineares elásticos até o uso de modelos constitutivos mais complexos. Por ser amplamente utilizado nesse trabalho, o modelo de fissuração distribuída é discutido de maneira aprofundada. É apresentado o software de análise estrutural INSANE, desenvolvido no Departamento de Estruturas da UFMG, utilizado como plataforma para a implementação e uso dos modelos necessários para a realização desse trabalho, mostrando as modificações necessárias para o funcionamento dos modelos. Por fim, são apresentadas considerações sobre a estabilidade do modelo levando em conta os efeitos de localização de deformações e resultados de modelagens são discutidos.

Palavras-Chave: Refratários, Modelagem Numérica, Dano, Fissuração Distribuída

Abstract

This thesis discusses the physically non-linear modeling of refractory materials subjected to high temperatures using the Finite Element Method, where the effects of damage are meaningful to the right description of their behavior during work. Initially a general description of refractory materials is made, citing their several chemical compositions and shapes. The thermomechanical characteristics of such materials are detailed, highlighting mainly their elastic properties, the softening and the creep and stress relaxation over time. Some considerations are made about the evolution of the numerical modeling of refractory's materials, starting from linear elastic models until the use of complex constitutive models. Since the smeared cracking model is extensively used in this work, it is discussed in more details. The structural analysis software INSANE, developed in the Structural Engineering Department of UFMG, is presented since it'll be used as a platform to the models' implementation and use in this work, showing the necessary modifications in it to fit the model requirements. Considerations about the model's stability are presented regarding the effects of strain localization and modeling results are discussed.

Keywords: Refractories, Numerical Modeling, Damage, Smeared Cracking

Agradecimentos

Aos *meus pais*, por desde cedo me incentivarem a estudar e me darem condições para que eu pudesse me dedicar.

Ao meu orientador, *Samuel Silva Penna*, pelas várias horas de discussão e transmissão de conhecimento, sem as quais eu não seria capaz de desenvolver esse trabalho.

À *Nicole*, pela paciência e carinho no dia a dia.

Aos *professores e funcionários* do Departamento de Engenharia de Estruturas da *UFMG*, que sempre me ajudaram da melhor maneira possível.

À *Magnesita Refratários S.A.*, pelo incentivo à pesquisa e total apoio em seu desenvolvimento.

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

Ao longo de toda sua história as indústrias siderúrgica, cimenteira, petroquímica, aeronáutica, entre outras, têm utilizado materiais refratários como revestimento de fornos e reatores devido à sua resistência mecânica a altas temperaturas e à sua capacidade de manter suas características físico-químicas em condições extremas.

Diversos são os fatores que dão aos materiais refratários aspectos de alta responsabilidade em operação. O primeiro e mais importante deles diz respeito à segurança, pois falhas no revestimento podem levar a vazamentos de material fundido, o que gera grande risco às pessoas envolvidas na operação e aos equipamentos. Além disso, montagens ou peças refratárias com elevado desgaste e/ou colapso mecânico são frequentemente substituídas, o que acarreta em consideráveis gastos energéticos para promover o resfriamento dos equipamentos para permitir sua manutenção, e seu posterior aquecimento para voltar à operação normal. Questões relacionadas à segurança e ao meio-ambiente são por si só de alta importância, e deve-se somar a elas os efeitos econômicos associados que podem garantir ou dificultar a sobrevivência de uma empresa no mercado de trabalho.

O aprimoramento das condições de operação das indústrias que utilizam materiais refratários, bem como o desenvolvimento de novas tecnologias relativas a eles próprios, fez o consumo específico desse tipo de material cair de 20 kg por tonelada de aço produzido em 1985 para 10 kg em 2009 (Lobato, 2009). Essa diminuição no consumo tem levado os grandes produtores a desenvolverem novos modelos de

negócios, e o correto projeto e especificação tornam-se cada vez mais importantes.

O Método dos Elementos Finitos (MEF) mostra-se uma ferramenta versátil e muito útil na tomada de decisões de engenharia, e a correta reprodução do comportamento dos materiais refratários em uma análise que utiliza esse método é essencial para que sejam alcançados resultados cada vez mais efetivos.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivos Gerais

O objetivo desse trabalho é desenvolver uma ferramenta de análise termo-estrutural de materiais refratários que seja capaz de reproduzir seu comportamento fisicamente não linear e de prever sua vida em operação levando em conta efeitos de perda de rigidez elástica. Será usado como plataforma de implementação dos modelos o software livre de análise estrutural INSANE - INteractive Structural ANalysis Environment.

1.1.2 Objetivos Específicos

Os objetivos específicos desse trabalho são:

- Descrever o comportamento termo-mecânico não-linear de materiais refratários em operação;
- Realizar modificações na implementação do software INSANE para que seja possível a consideração de parâmetros do material variando com a temperatura;
- Realizar modelagem numérica de exemplos de estruturas refratárias sujeitas a cargas térmicas e mecânicas considerando os efeitos de perda de rigidez elástica, discutindo suas limitações e posteriores pesquisas necessárias.

1.2 Organização do Texto

Essa dissertação é organizada em 7 capítulos e 1 apêndice.

No Capítulo 2 é feita uma revisão sobre os tipos de materiais refratários existentes, levando em conta suas diversas composições químicas e formatos. Devido à natureza do trabalho, as propriedades termo-mecânicas desses materiais são discutidas mais detalhadamente. Além disso, é apresentada uma detalhada revisão bibliográfica sobre a modelagem de estruturas refratárias, campo de pesquisa relativamente recente.

O modelo de fissuração distribuída, utilizado como base para esse trabalho, é detalhado e discutido no Capítulo 3, sendo mostrada sua fundamentação matemática e justificativa para utilização em aplicações voltadas para materiais refratários. Nesse capítulo também são discutidos aspectos particulares da modelagem utilizando modelos de fissuração distribuída em estruturas sujeitas a gradientes de temperaturas, associados à variação das propriedades dos materiais com a temperatura, à interpolação dessas propriedades no domínio espacial e, conseqüentemente, problemas associados à localização de deformações.

No Capítulo 4 é apresentado o software INSANE, desenvolvido no Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, utilizado para a realização desse trabalho. São destacadas as implementações necessárias para a consideração das propriedades dos materiais variando com a temperatura, principal contribuição desse trabalho em termos de adição de novos recursos ao software.

Exemplos teóricos, com a finalidade de demonstrar o correto funcionamento da implementação e de testar a aplicação do modelo a casos relativamente mais simples, são mostrados no Capítulo 5.

No Capítulo 6 os modelos anteriormente discutidos são aplicados a estruturas refratárias reais, buscando demonstrar como variáveis associadas à perda de rigidez elástica do material podem ser utilizadas em seu dimensionamento, em comparação com modelos lineares elásticos.

As considerações finais do trabalho são feitas no Capítulo 7, analisando as contribuições desse trabalho e propondo novas linhas para pesquisas futuras.

O conteúdo do Apêndice A acrescenta ao texto complementos importantes ao pleno desenvolvimento do trabalho, sendo mostradas as leis tensão-deformação utilizadas para representar matematicamente o comportamento experimental de materiais parcialmente frágeis, tal como o concreto e diversos tipos de refratários.

Capítulo 2

MATERIAIS REFRAATÁRIOS

Segundo o Annual Book of ASTM Standards (1992), refratários são “materiais não-metálicos que têm propriedades químicas e físicas que os fazem aplicáveis a estruturas, ou como componentes de sistemas, que são expostos a ambientes acima de 1000°F (538°C)”.

Como fica evidente pela definição apresentada, materiais refratários são projetados para resistirem a altas temperaturas. Em função dessa característica de sua utilização são expostos a tensões mecânicas, térmicas, corrosão, erosão, difusão de gases e abrasão (Banerjee, 2004).

Devido à sua resistência termo-mecânica, esse tipo de material é muitas vezes utilizado como revestimento de equipamentos metálicos na indústria siderúrgica, petrolífica, cimenteira, entre outras. Dessa forma, estão sujeitos a carregamentos mecânicos como o peso próprio e o impacto de outros materiais, além de carregamentos térmicos devidos principalmente a três fatores (Gasser, Boisse, Dutheillet, e Poirier, 2001):

1. Gradiente térmico devido à diferença de temperatura entre a face interna em contato com o produto sendo processado (face quente) e a temperatura externa do equipamento (face fria);
2. Diferença entre o coeficiente de expansão térmica dos refratários e da estrutura metálica;

3. Ciclagem térmica em função do constante carregamento e descarregamento de produto quente no interior do equipamento (por exemplo, carregamento e vazamento de uma panela de aço utilizada no processo de lingotamento contínuo).

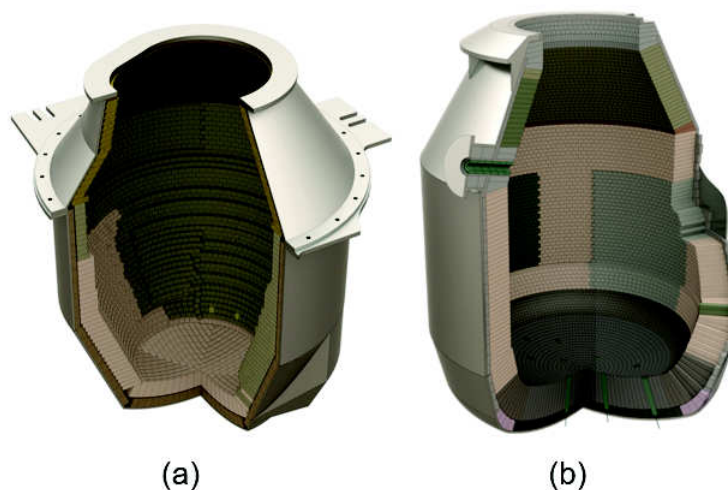


Figura 2.1: Exemplos de equipamentos revestidos por material refratário:(a) Convertedor AOD (b) Convertedor LD

A Figura 2.1 mostra exemplos de equipamentos onde são utilizados revestimentos refratários. De acordo com a função específica que irá desempenhar, diferentes propriedades mecânicas e térmicas são requeridas. Além disso, em diversas situações o material irá interagir com metais líquidos a alta temperatura, outros refratários, materiais isolantes e uma estrutura metálica. Devido a esses fatores os projetos do material e da montagem devem ser feitos em conjunto, levando em conta o tipo específico de aplicação e a operação do equipamento.

2.1 Classificação dos refratários quanto à composição química e ao formato

Para atender à diversificada demanda operacional dos processos produtivos realizados a altas temperaturas, uma variedade de composições químicas foi desenvolvida para os materiais refratários. Duarte (2004) cita algumas classificações de refratários de acordo com sua natureza química, como sílica e silicosos, sílico-aluminosos, aluminosos, mulita, magnesianos, dolomíticos, cromíticos, cromo-magnesianos, espinelizados, zircônia, grafita, entre outros.

As propriedades dos materiais refratários são funções tanto de suas matérias primas quanto dos métodos usados em sua fabricação (Harbison-Walker, 2005). Informações mais detalhadas sobre cada tipo de material podem ser encontradas em Schacht (2004) e Routschka (1997). Com relação aos formatos, Duarte (2004) destaca dois grupos, sendo os conformados e os não-conformados.

O grupo dos conformados engloba tijolos padronizados e especiais, válvulas, placas, entre outros, e têm as vantagens de serem mais uniformes, mais densos e terem melhor nível de qualidade. Por outro lado, também apresentam maior dificuldade na aplicação devido à variedade de geometrias necessárias para revestir uma carcaça metálica complexa e requerem a utilização de juntas de dilatação.

Os refratários não-conformados se apresentam em forma de argamassas, concretos, massas de socar, plásticos, massas de projetar, pinturas e coberturas. Apresentam maior facilidade na aplicação, nos reparos e não necessitam de juntas de dilatação. Porém, por terem uma parte do processo produtivo realizada em campo (por exemplo, a adição de água), não permitem controle de qualidade tão rigoroso e sua densidade é geralmente menor quando comparada aos conformados.

2.2 Propriedades térmicas e mecânicas dos materiais refratários

No projeto de revestimentos refratários, o conhecimento das características térmicas e mecânicas dos materiais é de grande importância para avaliar sua adequação às diversas situações de carregamentos. Por esse motivo, é feita abaixo uma síntese de algumas das principais propriedades que influenciam seu comportamento em operação.

2.2.1 Propriedades térmicas

A correta determinação das propriedades térmicas dos materiais que compõem os equipamentos é essencial para obter boa precisão no cálculo dos gradientes de temperatura que são posteriormente utilizados como base para o cálculo de tensões. De forma geral, as propriedades requeridas para realização de um cálculo térmico são:

Condutividade térmica (k): A condutividade térmica de materiais refratários varia de acordo com diversos parâmetros, como sua composição mineralógica, a quantidade de fase amorfa (líquida ou vítrea), sua porosidade e sua temperatura. Quando o material é muito poroso, há a tendência de a condutividade térmica aumentar significativamente com o aumento da temperatura, devido ao aumento do fluxo de calor por radiação através dos poros (Duarte, 2000).

Densidade (ρ) e calor específico (c_p): Segundo Incropera et al. (2008), as propriedades de densidade (ρ) e calor específico (c_p) de um material dizem respeito ao estado de equilíbrio termodinâmico do sistema, sendo muito importantes em cálculos de transferência de calor transiente. O produto dessas duas propriedades (ρc_p), chamado de capacidade calorífica volumétrica, mede a capacidade de um material de armazenar energia térmica. A razão entre a condutividade térmica e a capacidade

calorífica volumétrica é chamada difusividade térmica, e mede a capacidade do material de conduzir energia térmica em relação à sua capacidade de armazená-la. Uma importante característica de materiais refratários é sua baixa difusividade térmica, tornando-os adequados para aplicações onde não se deseja ter perdas consideráveis de calor, como fornos e painéis de aço.

Emissividade (ϵ): A emissividade é uma propriedade radiante da superfície, definida como a razão entre a sua radiação emitida e a radiação emitida de um corpo negro (emissor ideal) à mesma temperatura (Incropera et al., 2008). Quando se deseja calcular a temperatura de um forno revestido internamente por material refratário, por exemplo, a emissividade de sua parte mais externa determina a quantidade de calor irradiada para o ambiente (Duarte, 2000), conseqüentemente definindo o perfil térmico nos demais materiais.

Refratariedade: Uma propriedade essencial a refratários é a chamada refratariedade, definida pelo Annual Book of ASTM Standards (1992) como sendo a “capacidade de manter um desejado grau de identidade química e física a altas temperaturas e em ambientes e condições de uso”. Em outras palavras, um material com boa refratariedade mantém suas principais características a altas temperaturas, tornando-o adequado a aplicações onde é exposto a esse tipo de situação.

2.2.2 Propriedades mecânicas

As propriedades mecânicas de refratários são dependentes, entre outros fatores, da atmosfera e da temperatura a que estão sujeitos. Algumas características desses materiais que influenciam de forma significativa em sua análise são: comportamento fisicamente não linear e inelástico, seu comportamento sob tração e sob compressão não é simétrico, e sofrem efeito de escala (Poirier, 2003). Além disso, propriedades como resistências mecânicas a quente e a frio, resistência à abrasão e comportamento de fluência têm papel fundamental na avaliação do desempenho desses materiais. A seguir, apresenta-se uma breve discussão sobre esses tópicos.

Coefficiente de expansão térmica (α): Para o projeto do revestimento refratário de equipamentos, o coeficiente de expansão térmica é uma propriedade particularmente importante. Deve-se levar em conta que a montagem do revestimento é realizada à temperatura ambiente e que em geral a operação é feita a temperaturas mais altas. Por isso, juntas de dilatação são muitas vezes utilizadas e devem ser dimensionadas de tal forma que, após a expansão dos materiais, não haja excesso de tensões de compressão devido à interação entre eles e que não haja folga excessiva, o que poderia levar à instabilidade da montagem (Duarte, 2000).

Comportamento fisicamente não linear e inelástico: Schacht (1995) mostra, através de curvas obtidas a partir de testes unidimensionais de compressão, que, a temperaturas relativamente baixas, os materiais refratários tendem a ter um comportamento frágil, e que ganham ductilidade conforme a temperatura aumenta. A Figura 2.2-a mostra um exemplo de curva tensão-deformação em compressão para um tijolo sílico-aluminoso, e a Figura 2.2-b para um tijolo com 70% de alumina.

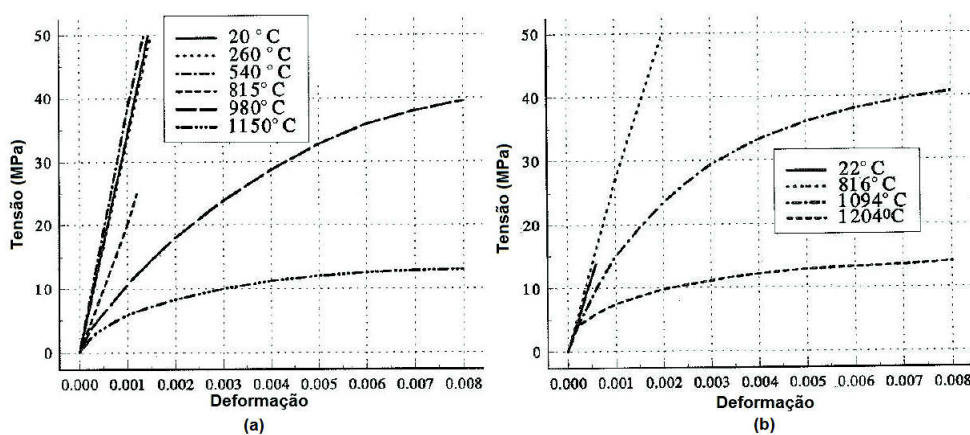


Figura 2.2: Exemplos de curvas tensão-deformação (a) Material sílico-aluminoso (b) Material com 70% de alumina. Adaptado de Schacht (1995)

Grasset-Bourdel (2011) mostra que materiais refratários podem apresentar comportamento elástico em tração até uma tensão limite e um ramo descendente com rigidez residual, conforme ilustrado na Figura 2.3.

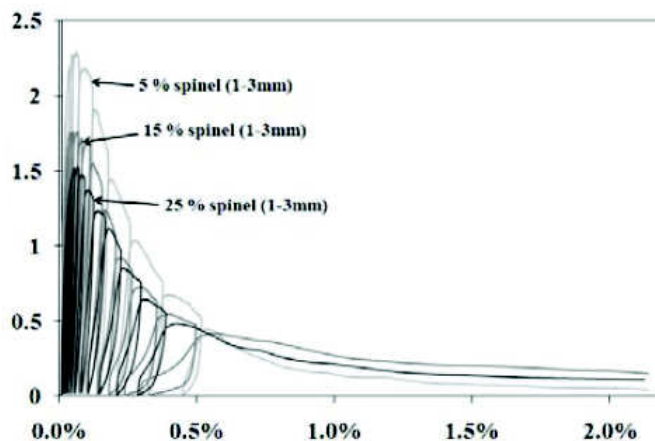


Figura 2.3: Exemplos de curvas tensão-deformação para tração em refratários. Adaptado de Grasset-Bourdel (2011)

O módulo elástico de materiais refratários depende não somente de seu processo de fabricação, mas também da história de seu carregamento térmico, incluindo a fase de queima. Logo, a rigidez do material tende a variar durante sua vida útil devido à perda de rigidez, o que é responsável pelo comportamento inelástico.

Assimetria sob tração e compressão: Auer et al. (2005) destacam que as propriedades mecânicas dos materiais refratários variam significativamente de acordo com o estado de tensões a que estão sujeitos, ou seja, são dependentes da pressão hidrostática. Segundo Andreev e Harmuth (2001), a resistência sob um estado triaxial de compressão pode exceder a resistência sob compressão uniaxial em 600%. Schacht (1995) afirma que a resistência à tração desses materiais não tende a variar significativamente, mas que sob compressão há aumento nas tensões máximas admissíveis. Esses comportamentos são mostrados na Figura 2.4.

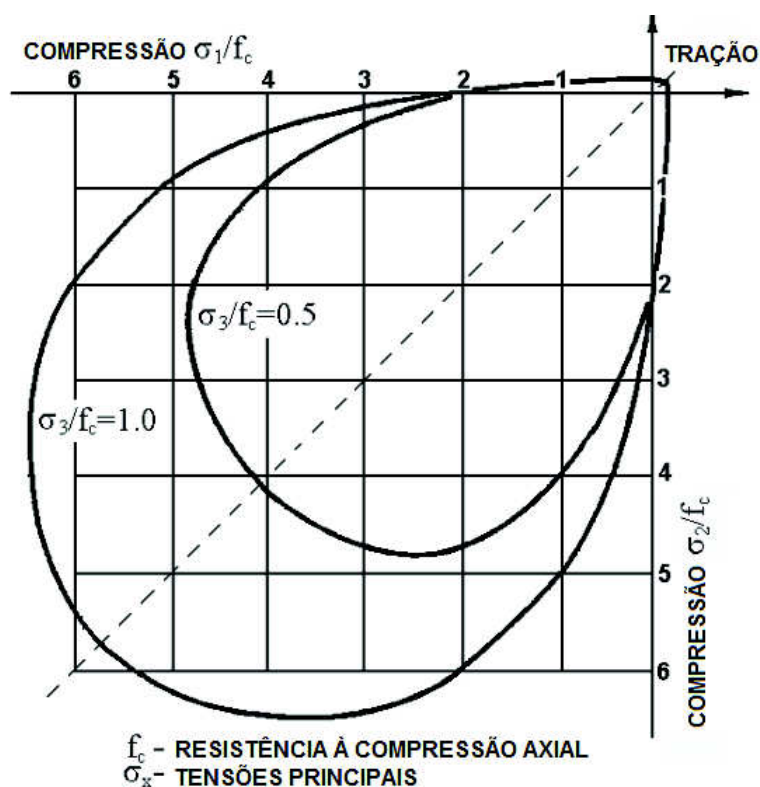


Figura 2.4: Envoltória de falha sob um estado de tensões triaxial. Adaptado de Andreev e Harmuth (2001)

Chen e Han (2008) mostram que, para materiais dependentes da pressão hidrostática, os critérios de falha mais usados são o de Rankine, que diz que a fratura de materiais frágeis ocorre quando a máxima tensão principal em um ponto do material alcança a resistência à tração obtida em um teste unidimensional, e que é usado como “cutoff” de tração; o de Mohr-Coulomb, que é uma versão generalizada do critério de Tresca, porém considerando que a tensão de cisalhamento máxima em um plano é função da tensão normal no mesmo plano; e o critério de Drucker-Prager, que é a generalização do critério de von Mises e como tal tem uma envoltória de falha mais suave quando comparado ao critério de Mohr-Coulomb.

Resistências mecânicas a quente e a frio: Na indústria refratária é comum a medição da resistência mecânica dos materiais tanto à temperatura ambiente quanto nas temperaturas de operação. Conforme explica Duarte (2000), “a resistência mecânica à temperatura ambiente não pode ser usada diretamente para prever

o desempenho do refratário, mas fornece uma boa ideia do grau de formação da ligação ocorrida durante o processo de fabricação. Ela indica ainda a habilidade do material a resistir ao manuseio e transporte e ainda a suportar abrasão e impacto em temperaturas de aplicação próximas à ambiente. A resistência mecânica avaliada a altas temperaturas dá indicações da capacidade do material de resistir a tensões causadas por expansão térmica, choque térmico e cargas mecânicas. As resistências ao impacto e à abrasão na temperatura de uso dependem também da resistência mecânica a quente do refratário.”

Efeito de escala: Devido à sua composição não-homogênea, materiais refratários estão sujeitos a efeitos de escala, ou seja, as dimensões do corpo de prova ensaiado têm influência sob o comportamento mecânico medido, como mostra a Figura 2.5 adaptada de Poirier (2003). Como é possível observar, variações de aproximadamente quatro vezes podem ocorrer para alguns materiais.

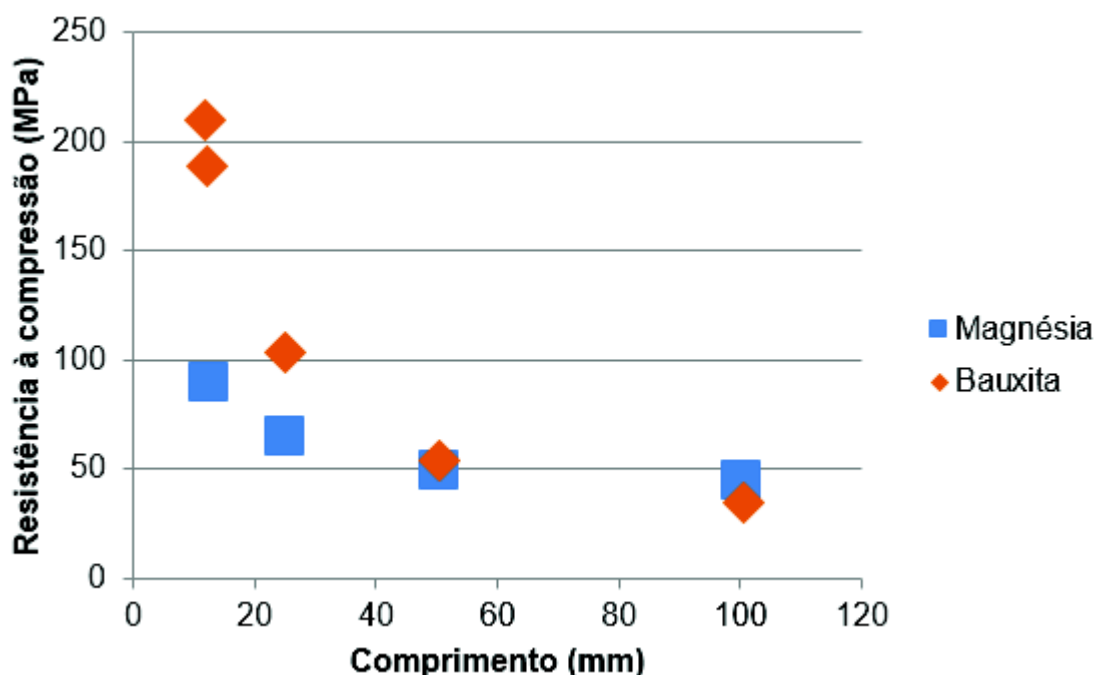


Figura 2.5: Resistência à compressão uniaxial de um cilindro de 50 mm de diâmetro - Efeito de escala. Dados retirados de Poirier (2003)

Comportamento em fratura e choque térmico: Depois de atingida uma

tensão crítica sob tração, o material refratário tende a apresentar comportamento de amolecimento, o que resulta em sua capacidade de suportar tensões mesmo após a fratura (Auer et al., 2009). Esse tipo de comportamento é ilustrado na Figura 2.6 para um corpo de prova em um ensaio de flexão em três pontos, retirada de Penna (2011).

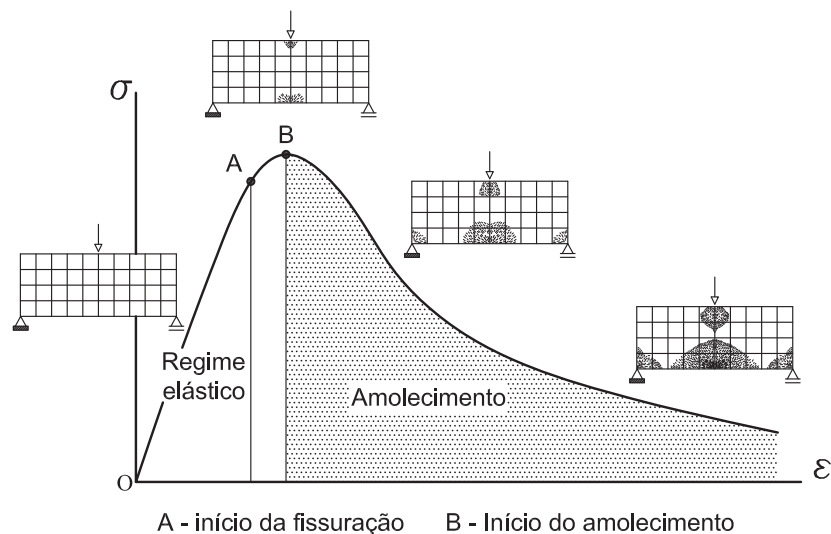


Figura 2.6: Curva tensão x deformação com amolecimento. Penna (2011)

Bradt (2004) mostra que, para materiais refratários, a região da ponta de uma trinca e principalmente sua esteira são importantes para a compreensão do fenômeno de propagação. Na zona de processo frontal, que contém a ponta da trinca, são observadas microtrincas e múltiplas ramificações. Na região da esteira, o fluxo de silicatos e as pontes de agregados contribuem para uma resistência residual à tração. Esses efeitos são mostrados na Figura 2.7 e explicam o comportamento não linear sob tração. Isso faz com que os materiais apresentem uma curva ascendente de resistência à propagação (curva R), ou seja, quanto maior a trinca, maior a dificuldade de propagação, o que faz com que ela se propague de forma estável antes de ocorrer falha catastrófica (Anderson, 2005). Todas essas considerações explicam a ocorrência do amolecimento após a tensão crítica.

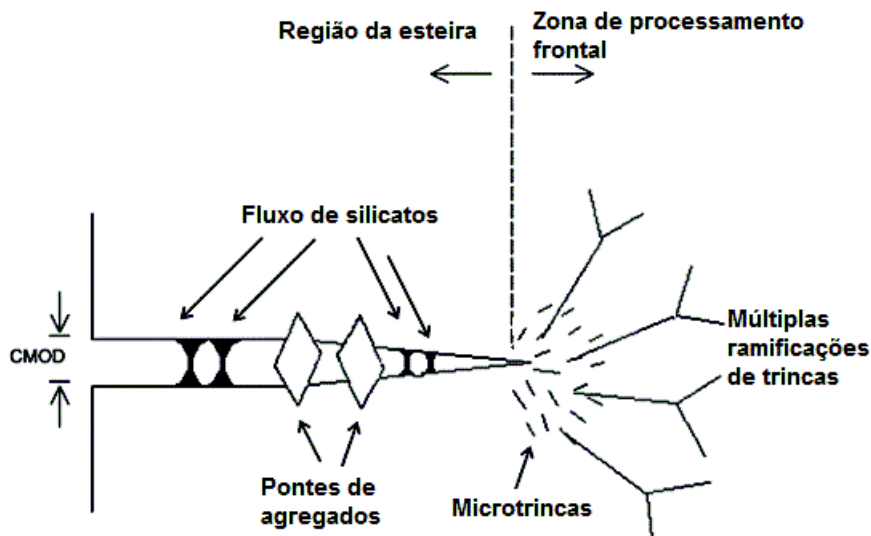


Figura 2.7: Efeitos observados na esteira e na ponta de uma trinca. Adaptada de Bradt (2004).

Hasselman (1969) e Harmuth e Bradt (2010) discutem em seus trabalhos que existem duas maneiras de tratar o problema da resistência de materiais cerâmicos às tensões térmicas, sendo a primeira delas evitando o aparecimento da trinca, o que em geral requer alta resistência à tração, e a segunda dificultando a propagação das trincas. Devido à natureza dos materiais refratários, que em geral não têm alta resistência mecânica, a segunda opção é a mais utilizada.

Hasselman (1969) propôs duas equações que quantificam a forma como um material responde ao choque térmico, sendo elas a resistência ao dano cinemático e ao dano quase-estático, respectivamente dadas por

$$R''' = \frac{E\gamma_{wof}}{\sigma_f^2} \quad (2.1)$$

$$R_{st} = \sqrt{\frac{\gamma_{wof}}{E\alpha^2}} \quad (2.2)$$

com $\gamma_{wof} = G_F/2$, sendo G_F a energia de fratura específica, E é o módulo de elasticidade, σ_f é a resistência à tração e α o coeficiente de expansão térmica.

Bradt (2004), através de simples manipulações matemáticas das equações apresentadas acima, mostra que tanto para o crescimento dinâmico quanto quase-estático altas resistências mecânicas têm efeito prejudicial na resistência ao choque térmico, e atribui a isso o fato do projeto de materiais refratários não focar seus esforços no aumento desse valor crítico.

Alternativamente, Harmuth et al. (1996) propõem o chamado “número de fragilidade” como um parâmetro para medir a razão entre a energia elástica armazenada e a energia de fratura necessária para obter a falha completa, o que é representado matematicamente pela equação

$$b = \frac{\sigma_{max}^2 \times L}{G_F \times E} \quad (2.3)$$

onde σ_{max} é a tensão máxima suportada antes do aparecimento da trinca e L é um comprimento característico do material. Quanto maior o valor de b , maior a fragilidade do material, ou seja, maior sua probabilidade de propagar a trinca de forma rápida e levar a uma falha catastrófica.

Para a obtenção da energia de fratura diversos trabalhos, a exemplo de Harmuth (1995), sugerem o uso do método da cunha (do inglês “wedge splitting test”), que aparece como uma alternativa a testes de flexão comumente utilizados e que apresentam problemas para obtenção da propagação estável da trinca e sofrem influência do efeito de escala. Com o método sugerido e ilustrado esquematicamente na Figura 2.8, a influência do tamanho é minimizada pela possibilidade de ensaiar corpos relativamente grandes, sendo a propagação da trinca mais facilmente alcançada devido à grande rigidez do equipamento de ensaio e do emprego de um controle de deslocamento.

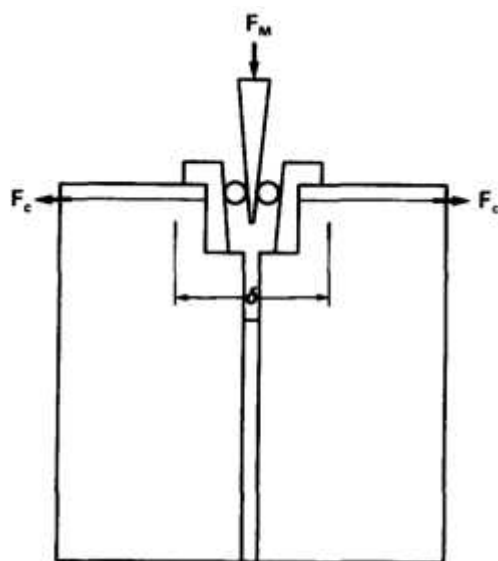


Figura 2.8: Desenho esquemático do método da cunha (Harmuth - 1995)

Jin et al. (2014) utilizaram uma rotina de elementos finitos acoplada a técnicas de otimização e de identificação inversa para medir não somente a energia de fratura e conseqüentemente o amolecimento de um material refratário a partir de um teste com o método da cunha, mas também o módulo elástico e a tensão de ruptura. Com isso, os autores sugerem que eliminou-se a necessidade da realização de outros ensaios para determinação desses parâmetros. No entanto, claramente, a correta identificação dos parâmetros depende do modelo numérico utilizado para a identificação inversa.

Uma alternativa ao método da cunha é o ensaio de tração direta unidimensional, adaptado para materiais parcialmente frágeis, onde, para evitar concentrações de tensão na região do acoplamento da amostra com a máquina de ensaio, o corpo de prova é colado a uma estrutura metálica, que então sofre a ação das garras de acoplamento (Kakroudi et al., 2008). Para evitar o surgimento de tensões de flexão na amostra, as partes metálica e refratária são usinadas em conjunto, e o equipamento possui um dispositivo especial de alinhamento. Além disso, são utilizados extensômetros específicos para as aplicações onde o corpo de prova está a alta temperatura e sofre pequenas deformações. A vantagem do ensaio de tração direta é a

possibilidade da realização de ciclos de carregamento, descarregamento e recarregamento, enquanto que no método da cunha apenas o comportamento monotônico da curva tensão-deformação pode ser estimado. Além disso, os parâmetros que caracterizam a resposta do material são obtidos de forma direta, apesar das dificuldades intrínsecas ao ensaio.

Grasset-Bourdel et al. (2013) compararam os ensaios de tração direta e do método da cunha operando a temperatura ambiente na medição do módulo elástico, resistência à tração, energia de fratura, fragilidade e resistência ao choque térmico, utilizando amostras com diferentes graus de dano termicamente induzido pela presença de espinélio em uma matriz magnésiana durante seu processo de produção, devido à diferença na expansão térmica dos constituintes (Prestes et al., 2014). Percebe-se que, mesmo fazendo as devidas correções nos cálculos para levar em conta que ambos os testes não fornecem exatamente as mesmas informações de forma direta, ainda há discordâncias em alguns valores obtidos, o que sugere a necessidade de mais pesquisas na área.

Fluência: Por trabalharem a temperaturas elevadas, materiais refratários estão sujeitos à fluência, que é definida como uma deformação lenta e contínua do material sob uma tensão constante, e à relaxação de tensões, que é a diminuição dos valores de tensão no corpo quando sujeito à uma deformação constante (Findley et al., 2011). Bakunov (1994) ainda destaca que esse efeito ocorre a estados de tensão abaixo de um valor crítico, pois caso contrário a falha mecânica precederia a fluência.

Os principais fatores que afetam o comportamento de fluência dos refratários são: a composição, tamanho e distribuição dos agregados; o grau de ligação entre os agregados, associado à composição da fase ligante; o conteúdo, composição e distribuição dos fundentes (fase vítrea); e a porosidade. Dificilmente a fluência desses materiais envolve mecanismos intragranulares, porque para sua ativação são necessárias altas tensões, que conduziriam primeiro à falha (Martinez et al., 2013).

Materiais refratários em geral apresentam comportamento de fluência diferente

em tração e em compressão. Segundo Valentin et al. (2012), pode-se dizer que de um ponto de vista microestrutural, a maior taxa de deformação por fluência em tração é explicada pela heterogeneidade de materiais compostos de grãos duros e uma matriz vítrea macia. Sob tensões de compressão, os grãos estão em contato e transmitem carga entre si, enquanto que sob tração os grãos são separados e a matriz transmite a carga.

Devido a essa característica do material, para sua total caracterização com relação à fluência faz-se necessária a realização de testes tanto em tração como em compressão. Porém, dificuldades intrínsecas à realização de testes de tração em materiais parcialmente frágeis tornam essa prática inviável. Uma solução seria, então, realizar testes de flexão, que além de serem a princípio mais simples, forneceriam informações tanto do comportamento de tração como de compressão, apesar de estarem sujeitos aos problemas anteriormente citados.

Dusserre et al. (2013) explicam que a interpretação dos dados de fluência em flexão é difícil, pois a princípio não é conhecido qual parte do corpo está sob tração e qual está sob compressão ao longo do ensaio devido ao deslocamento da linha neutra, que por sua vez acontece pela maior velocidade do dano sob tração que sob compressão. Conhecendo a posição da linha neutra, pode-se definir um parâmetro chamado pelos autores de “índice de assimetria”, e a partir dele estimar os valores de fluência para tração e para compressão. Para obter a posição da linha neutra em ensaios experimentais os autores utilizaram a tecnologia de correlação de imagem 3D. Destaca-se ainda que, devido a esse deslocamento da linha neutra, partes do corpo que a princípio estariam sofrendo fluência sobre compressão passariam a estar submetidos a tensões de tração, aumentando também a velocidade do dano. O mesmo raciocínio pode ser utilizado para tijolos refratários em operação, que devido ao equilíbrio de tensões ao longo do tempo têm suas partes ora sob um tipo de tensão, ora sob outro, o que afeta sua vida útil.

Valentin et al. (2012) usaram o modelo de plasticidade de Drucker-Prager acoplado

a uma regra de fluxo baseada na lei de potência de Norton para modelar experimentos de tração e compressão para investigar o estágio secundário de fluência em materiais refratários. Os autores estudaram a sensibilidade da taxa de fluência com relação a parâmetros do material que definem seu comportamento através do modelo de Drucker-Prager.

2.3 Modelagem de Materiais Refratários

Na simulação numérica termo-estrutural de materiais refratários, a escolha adequada do tipo de modelo constitutivo que será utilizado é de vital importância para o sucesso da análise. Para que haja compatibilidade entre os recursos computacionais disponíveis, o nível de detalhes que devem ser observados e o tempo de projeto, é necessário conhecimento das vantagens e limitações de cada abordagem.

Poirier (2003) destaca as características gerais de modelos constitutivos utilizados no projeto refratário, e a Tabela 2.9 sintetiza em nível crescente de complexidade quais fatores devem ser levados em conta ao se iniciar o estudo estrutural de algum equipamento revestido por esse tipo de material.

Modelos	Vantagens	Limitações	Uso
Termo-elástico	<ul style="list-style-type: none"> Modelo simples Análise rápida por elementos finitos 	<ul style="list-style-type: none"> Efeitos não lineares não são levados em conta Não permite cálculo preciso das tensões Superestimação das tensões 	<ul style="list-style-type: none"> Primeira análise da estrutura
Termo-elástico /Viscoplástico	<ul style="list-style-type: none"> Descrição de efeitos não-lineares (exceto dano) Estimativa mais sensível dos níveis de tensões Modelos já implementados em softwares comerciais 	<ul style="list-style-type: none"> Não permite descrição do dano Necessidade de um grande número de experimentos para determinação dos parâmetros dos materiais Superestimação das tensões 	<ul style="list-style-type: none"> Análise e primeira otimização da estrutura
Modelo com dano	<ul style="list-style-type: none"> Modelo preciso para descrever a maior parte das características termo-mecânicas: modelo elástico com dano e amolecimento 	<ul style="list-style-type: none"> Não permite a descrição de efeitos viscoplásticos a altas temperaturas 	<ul style="list-style-type: none"> Otimização global da estrutura
Modelo viscoplástico com dano	<ul style="list-style-type: none"> Descreve de forma completa a maior parte das características de um material refratário 	<ul style="list-style-type: none"> Dificuldade em avaliar estruturas complexas Dificuldades numéricas (perda da unicidade da solução) Grande tempo computacional requerido 	<ul style="list-style-type: none"> Peças refratárias e estruturas particulares

Figura 2.9: Tipos de modelos constitutivos utilizados para simulação termo-estrutural de refratários e suas principais características. Adaptado de Poirier (2003)

Devido à sua geometria muitas vezes complexa e ao comportamento fisicamente não linear dos materiais refratários, a simulação numérica termo-estrutural usando o método dos elementos finitos de equipamentos revestidos por esses materiais enfrenta dificuldades relacionadas ao custo computacional e à convergência dos modelos. Como exemplo, Poirier et al. (2005) destacam a impossibilidade de modelar uma panela de aço representando todos os seus tijolos, o que os levou a considerá-los como um material monolítico, aumentando consideravelmente as tensões calculadas.

Para simplificar o problema e tornar viável o estudo de situações onde há uma estrutura metálica revestida por um concreto refratário, Boisse et al. (2001) propõem uma alternativa aos modelos tridimensionais, que consiste em substituir a modelagem de cada parte da estrutura individualmente pela modelagem de um elemento de casca de dupla camada com propriedades térmicas e mecânicas equivalentes à geometria real. A obtenção dos parâmetros equivalentes é feita através de um método

de medição inversa, onde uma parte da estrutura 3D, denominada “célula”, é sujeita a diversas simulações computacionais, e seu comportamento é observado; então, um elemento de casca com as mesmas dimensões é simulado com os mesmos carregamentos, e através de uma rotina de otimização seus parâmetros mecânicos são variados até que os resultados de ambas sejam compatíveis. Nesse trabalho, o comportamento do refratário é considerado parcialmente frágil e sujeito a dano, e um modelo de fissuração distribuída é utilizado para representar a perda de rigidez. A detecção do início da trinca é feita utilizando o critério de Rankine, somente sob tração, e o amolecimento do material é linear. Não foi considerada a influência das âncoras, tampouco das juntas de dilatação ou a variação das propriedades mecânicas com a temperatura, o que leva o dano a ser superestimado na simulação de um equipamento real.

Posteriormente, utilizando a mesma abordagem, Gasser, Boisse, Rousseau, e Dutheillet (2001) incluíram as âncoras metálicas no elemento de casca equivalente. Gasser et al. (2004) e Nguyen et al. (2011) simularam uma montagem plana com um modelo bidimensional, onde consideraram o alívio das tensões nos tijolos promovido pelas juntas de dilatação através da utilização de um material equivalente; os tijolos foram considerados isotrópicos e lineares elásticos, sem levar em conta a variação das propriedades mecânicas com a temperatura. Desde então a simulação numérica de grandes montagens refratárias considerando os efeitos de absorção de tensões pelas juntas de dilatação tem sido objeto de extensivo estudo, tanto em montagens com juntas argamassadas quanto com juntas secas (Gasser et al., 2011; Landreau et al., 2011; Nguyen et al., 2008; Gasser et al., 2014)

Auer, Gruber, Harmuth, e Jin (2011) estudaram a influência do pré-aquecimento nas tensões dos tijolos de painéis de aço utilizando um modelo bidimensional simplificado onde é representado apenas um tijolo e o material é considerado linear-elástico. Através da variação dos parâmetros de condutividade térmica, espessura do refratário de trabalho, uso ou não de material isolante e diâmetro da panela, foi

avaliada a melhor configuração para evitar o dano provocado por tensões de tração a certa distância da face quente e o lascamento por tensões de compressão.

Andreev e Harmuth (2001) modelaram o aquecimento e o choque térmico que ocorrem em uma panela de aço utilizando o critério de Drucker-Prager combinado com um “cut-off” de tração pelo critério de Rankine, e um modelo de fissuração distribuída para modelar o comportamento em tração, considerando a variação das propriedades dos materiais com a temperatura. Gruber et al. (2004) utilizaram modelo semelhante para avaliar o comportamento da montagem refratária de um alto-forno e Auer et al. (2009) modelaram a zona de impacto de um carro torpedo utilizando a mesma metodologia.

Auer, Gruber, Harmuth, e Rahm (2011) realizaram simulações de um delta de forno elétrico utilizando elementos tridimensionais considerando a dependência dos parâmetros térmicos e mecânicos com relação à temperatura e com um critério de perda de rigidez para falha sob tração. Devido ao alto custo computacional do modelo 3D, o mesmo equipamento foi modelado com elementos axissimétricos, o que permitiu avaliar condições de falha de forma satisfatória.

Além do estudo da resposta termo-mecânica de refratários em operação, diversos autores têm também se dedicado a entender e a projetar os processos de produção que envolvem esses materiais utilizando ferramentas numéricas.

Grasset-Bourdel et al. (2012) estudaram o processo de formação de micro-trincas radiais ao redor de inclusões de espinélio em uma matriz magnésiana devido à sua diferença no coeficiente de expansão térmica durante seu processo de produção, e o efeito desse fenômeno na curva tensão-deformação e no comportamento em fratura de materiais refratários de composição simplificada. Grasset-Bourdel (2011) realizou estudos numéricos em um volume representativo equivalente à microestrutura de tais materiais, representando as inclusões através de um modelo linear elástico e a matriz por um modelo ortotrópico de perda de rigidez elástica associado a uma estratégia não-local para evitar a localização de deformações. Devido às dificuldades

para realizar ensaios de tração em um corpo de prova de magnésia pura, para a identificação dos parâmetros do modelo foi simulado um ensaio do método da cunha, e posteriormente realizada uma identificação inversa. Foi então observada a influência do micro-dano causado no material em seu comportamento macromecânico através da obtenção numérica de curvas tensão-deformação.

Buscando entender o mesmo processo produtivo, Fasching et al. (2015) utilizaram um elemento volumétrico representativo (RVE, na sigla em inglês) onde uma certa distribuição de grãos de espinélio foi inserida na matriz magnésiana e condições de contorno periódicas foram aplicadas nas fronteiras do modelo. Para representar os processos de tratamento térmico do material durante sua fabricação, que consiste de uma etapa de queima seguida de resfriamento à temperatura ambiente, foi utilizado um modelo de plasticidade com dano presente no software de elementos finitos Abaqus, permitindo a falha somente por tração e considerando possíveis deformações residuais. Após a simulação da etapa de resfriamento foi simulado um teste de tração no elemento e sua curva tensão-deformação obtida.

Outro processo produtivo recentemente estudado é a formação de peças refratárias através da compactação de pós. Nesses estudos numéricos, o objetivo é avaliar a distribuição de densidade e tensões residuais em peças verdes (antes de sofrerem tratamento térmico) durante seu processo de ganho de rigidez para garantir maior homogeneidade e evitar o aparecimento de zonas suscetíveis à fratura devido à baixa qualidade do material prensado, que podem também ser associados a concentradores de tensão geometricamente induzidos (Piccolroaz et al., 2006; Stupkiewicz et al., 2014; Gajo e Bigoni, 2015; Stupkiewicz et al., 2015). Para simular esse processo os pesquisadores utilizaram a teoria da plasticidade com o modelo baseado no critério de Drucker-Prager-Cap, mas principalmente o modelo Bigoni-Piccolroaz (BP) desenvolvido para materiais parcialmente frágeis (Bigoni e Piccolroaz, 2004, 2009).

Como é possível observar, ainda não há um consenso sobre qual modelo representa melhor as características termo-mecânicas de materiais refratários, e os analis- tas quase sempre estão limitados pela capacidade computacional e pela viabilidade da realização de ensaios de caracterização requeridos pelos diversos modelos, princi- palmente em relação ao comportamento em tração. Dessa maneira, o uso de modelos constitutivos simples e que forneçam um satisfatório grau de precisão deve ser visto como prioridade na pesquisa relacionada a esses materiais.

Capítulo 3

MODELO DE FISSURAÇÃO DISTRIBUÍDA APLICADO A MEIOS PARCIALMENTE FRÁGEIS

A modelagem fisicamente não linear sempre foi objeto de intensiva pesquisa nos últimos anos, e diversos tipos de representação da resposta do material já foram propostas. Segundo Carol et al. (1994) existem três tipos de comportamento do material: Modelos com degradação elástica (Figura 3.1-a), onde é levada em conta a perda de rigidez e o descarregamento total sempre leva à origem, ou seja, não acontecem deformações residuais; Modelos elastoplásticos (Figura 3.1-b), onde há deformações residuais mas não há degradação das propriedades elásticas; Modelos elastoplásticos com dano (Figura 3.1-c), que são capazes de representar tanto a degradação das propriedades elásticas quanto as deformações residuais, e representam melhor a realidade de materiais parcialmente frágeis.

A escolha adequada do modelo a ser utilizado depende de diversas variáveis, como por exemplo o tempo computacional, a facilidade de convergência e a disponibilidade de recursos. O uso de modelos de plasticidade com dano, apesar de fisicamente mais coerente, nem sempre é possível e nem mesmo necessário. Em casos onde se assume que a degradação das propriedades elásticas é o efeito de maior importância e que carregamentos monotônicos são predominantes, modelos de degradação se

apresentam como uma boa alternativa pela sua maior simplicidade matemática e maior correlação entre as variáveis de cálculo e os parâmetros físicos da análise.

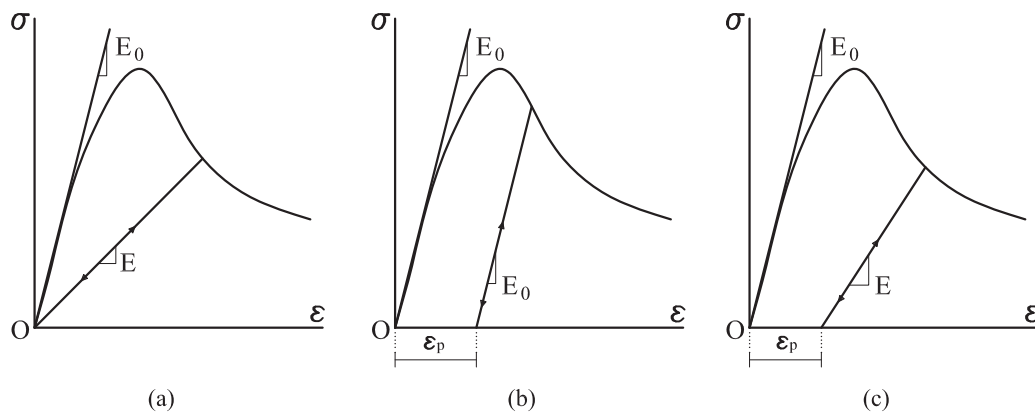


Figura 3.1: Diagramas tensão-deformação para: (a) Material com degradação elástica; (b) Material elastoplástico; (c) Comportamento real. Adaptado de Carol et al. (1994)

A modelagem do processo de fratura pode, de maneira geral, seguir duas abordagens. A primeira diz respeito ao uso de modelos de trinca discreta, onde a falha é introduzida na geometria através da desconexão de nós da malha quando um critério é atingido; algumas desvantagens desse processo são a constante necessidade de remalhamento e seu alto custo computacional, além de poder apresentar incompatibilidade física com a fissuração de materiais parcialmente frágeis que tendem a apresentar microtrincas e perda de rigidez antes do aparecimento de macrotrincas. A segunda abordagem refere-se à utilização de modelos constitutivos determinados a partir da mecânica do dano e que, mantendo a malha fixa durante toda a análise, promovem a degradação gradual das propriedades elásticas do material; a abordagem constitutiva será utilizada nesse trabalho e tratada mais detalhadamente a seguir. Atualmente outros métodos vem sendo desenvolvidos para estudar o comportamento de meios apresentando fissuras, como GFEM e XFEM. Mais informações sobre esses métodos podem ser obtidas em Alves (2012).

Segundo Lemaitre e Desmorat (2005) o desenvolvimento do dano no material afeta suas propriedades mecânicas de diversas maneiras, incluindo a diminuição de

seu módulo elástico e de sua densidade e o aumento de sua taxa de deformação por fluência (estágio terciário de fluência). A Figura 3.2 mostra um corpo onde, em determinado plano de área δS e normal \vec{n} em um elemento volumétrico representativo (RVE, na sigla em inglês), foram desenvolvidas fissuras de área total δS_D . Matematicamente, esse plano pode ser representado por uma nova configuração de área efetiva, ou seja, área com capacidade de resistir a esforços, $\delta \tilde{S}$ e normal $\tilde{\vec{n}}$. É possível definir então uma variável de dano que depende da normal \vec{n} com a forma

$$D_{(\vec{n})} = \frac{\delta S_D}{\delta S} \quad (3.1)$$

Dependendo do caráter da fissuração a variável de dano pode ser considerada isotrópica, ou seja, com o dano se manifestando igualmente em todas as direções, ou ortotrópica, onde cada uma das três direções espaciais tem comportamento distinto. Uma característica dos modelos de fissuração é que inicialmente adota-se uma hipótese de que o meio material é inicialmente linear, elástico, isotrópico e homogêneo, e durante o carregamento e conseqüente evolução da variável de dano o meio se torna não-linear, inelástico, ortotrópico, mas ainda homogêneo Penna (2011).

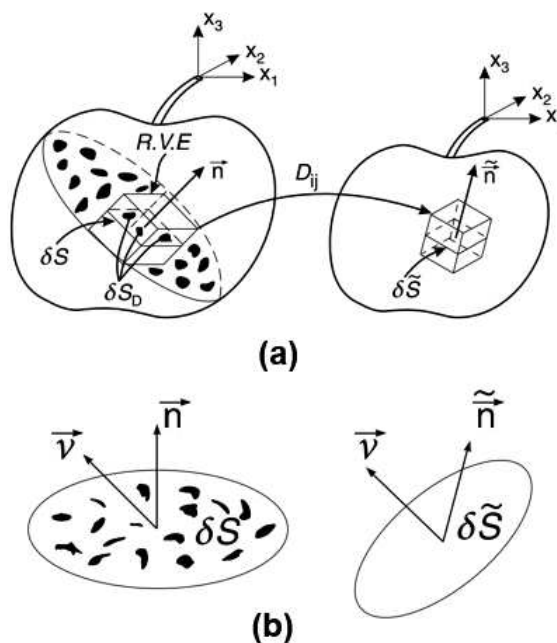


Figura 3.2: (a) Redução da área efetiva de um material sujeito a dano e sua representação matemática (b) Detalhe. Adaptado de Lemaitre e Desmorat (2005)

Por ter grande importância no trabalho a ser realizado esses modelos serão explicados e analisados em mais detalhes.

3.1 Modelos de fissuração distribuída

Segundo Rots (1988), as leis tensão-deformação para modelos de fissuração distribuída são determinadas com referência aos eixos principais de ortotropia, n , s e t , onde n é a direção normal à trinca, e s e t se referem às direções tangenciais a ela. De forma geral pode-se escrever

$$\sigma = D\varepsilon \quad (3.2)$$

ou em sua forma matricial

$$\begin{bmatrix} \sigma_{nn} \\ \sigma_{ss} \\ \sigma_{tt} \\ \sigma_{ns} \\ \sigma_{st} \\ \sigma_{tn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{nn} & E_{ns} & E_{nt} & 0 & 0 & 0 \\ & E_{ss} & E_{st} & 0 & 0 & 0 \\ & & E_{tt} & 0 & 0 & 0 \\ sim. & & & G_{ns} & 0 & 0 \\ & & & & G_{st} & 0 \\ & & & & & G_{nt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{nn} \\ \varepsilon_{ss} \\ \varepsilon_{tt} \\ \gamma_{ns} \\ \gamma_{st} \\ \gamma_{tn} \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

Ao longo dos anos, diversos tipos de modificação na matriz constitutiva foram propostas para representar o fenômeno de aparecimento de fissuras no material. Inicialmente, optava-se por zerar os termos E_{nn} , E_{ns} , E_{nt} , G_{ns} e G_{nt} quando um determinado critério fosse atingido, o que levava as tensões σ_{nn} , σ_{ns} e σ_{tn} a reduzirem-se a zero de forma abrupta. Esse tipo de abordagem não só é pouco realista, devido ao fato do material possuir ainda certa rigidez mesmo após trincado, como causa grandes complicações numéricas.

Para contornar essas dificuldades, diversas outras configurações para a modificação da matriz constitutiva foram utilizadas, incluindo-se a manutenção do módulo de elasticidade transversal em conjunto com um fator de retenção ao cisalhamento, o uso de uma fator de retenção gradual para a rigidez na direção normal ao plano da fissura, entre outras. Para uma visão mais abrangente da evolução dos modelos de fissuração distribuída, consultar Pitangueira (1998) e Penna (2011).

Em seu estado mais atual os modelos de fissuração distribuída partem de uma relação de flexibilidade entre deformação e tensão definida no sistema local do plano de aparecimento da trinca, que pode ser representada através da equação

$$\varepsilon_l = C\sigma_l \quad (3.4)$$

onde ε_l e σ_l são a deformação e a tensão no sistema local, respectivamente, e C é a matriz de flexibilidade. Considerando o estado plano de tensões, a matriz de flexibilidade é dada por

$$C = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_n} & \frac{-\nu_{ns}}{E_s} & 0 \\ \frac{-\nu_{sn}}{E_n} & \frac{1}{E_s} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{ns}} \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

Como é possível notar, a matriz de flexibilidade não é simétrica por padrão, o que resultaria em uma matriz de rigidez também assimétrica caso fosse realizada uma operação de inversão. Conforme destaca Pitangueira (1998), um dos pontos chave do modelo de fissuração distribuída e que define o tensor constitutivo secante local que será utilizado, é a estratégia de simetrização da matriz de flexibilidade.

Uma das estratégias mais comuns e que será utilizada nesse trabalho sugere um acoplamento em que nas posições fora da diagonal principal da matriz de flexibilidade seja utilizado o módulo elástico inicial do material e que seja considerado somente um valor de coeficiente de Poisson, ou seja

$$\frac{\nu_{sn}}{E_n} = \frac{\nu_{ns}}{E_s} = \frac{\nu}{E_0} \quad (3.6)$$

Assim, a matriz flexibilidade passa a ser escrita para o caso de estado plano de tensões na forma

$$C = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_n} & \frac{-\nu}{E_0} & 0 \\ \frac{-\nu}{E_0} & \frac{1}{E_s} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{ns}} \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

Invertendo a matriz de flexibilidade é possível obter o tensor constitutivo secante local, nesse caso dado por

$${}^sD = \frac{1}{1 - \frac{E_n E_s}{E_0^2} \nu^2} \begin{bmatrix} E_n & \frac{\nu E_n E_s}{E_0} & 0 \\ \frac{\nu E_n E_s}{E_0} & E_s & 0 \\ 0 & 0 & \left(1 - \frac{E_n E_s}{E_0^2} \nu^2\right) G_{ns} \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

onde o módulo de elasticidade transversal é dado por

$$G_{ns} = \frac{E_0 E_n E_s}{E_0 E_n + E_0 E_s + 2\nu E_n E_s} \quad (3.9)$$

Para considerar os efeitos de rugosidade da fissura e engrenamento dos agregados o módulo de elasticidade transversal deve ser limitado por Pitangueira (1998)

$$G_{ns} \geq \beta G_0 \quad (3.10)$$

com

$$G_0 = \frac{E_0}{2(1 + \nu)} \quad (3.11)$$

e β é o fator de retenção ao cisalhamento, um escalar variando entre 0 e 1.

Tendo definido o tensor constitutivo secante local, o segundo passo para o equacionamento do modelo de fissuração distribuída é sua transformação para o sistema de coordenadas global. Essa etapa é necessária pois as equações do método dos elementos finitos são resolvidas de acordo com um sistema global de referência, e não no sistema de deformações principais relativos ao plano da trinca. A Figura 3.3 mostra as transformações necessárias quando utilizado esse modelo: partindo de um estado de deformações em um sistema global de coordenadas aplica-se uma transformação de deformações para o sistema local, que tem os eixos coincidentes com os eixos de ortotropia do aparecimento da trinca; a partir das deformações locais determina-se o tensor constitutivo secante local, e com ele são calculadas as tensões nas coordenadas locais; por fim, aplicando dessa vez um transformação de tensões, são determinadas as tensões no sistema global da análise.

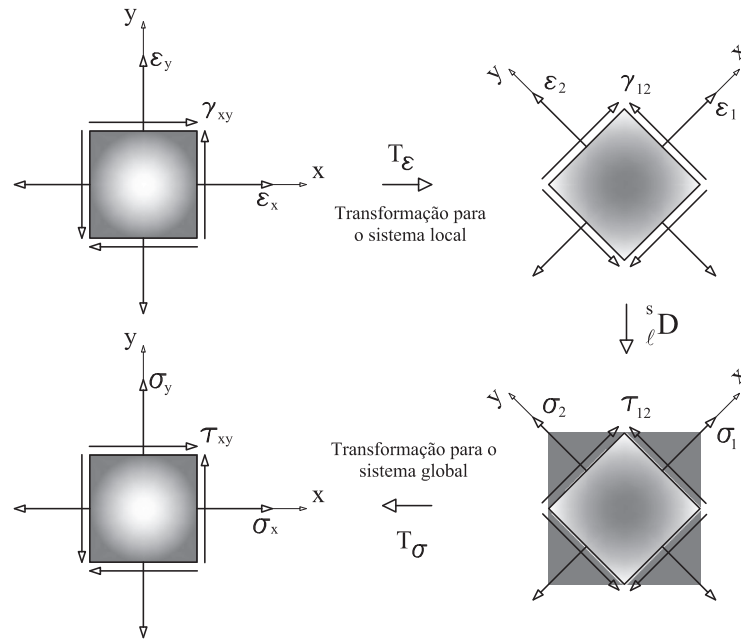


Figura 3.3: Transformações de coordenadas utilizadas no modelo de fissuração distribuída Penna (2011)

A relação entre tensões nos sistemas local e global é dada matematicamente por

$$\sigma_l = T_\sigma \sigma_g \quad (3.12)$$

onde T_σ é a matriz de transformação de tensões. A matriz de transformação de deformações é obtida através de sua inversão e transposição, ou seja

$$T_\epsilon = T_\sigma^{-T} \quad (3.13)$$

e, conseqüentemente, a transformação entre o sistema local e o global é expressa por

$$\epsilon_l = T_\epsilon \epsilon_g \quad (3.14)$$

Segundo Pitangueira (1998), para o caso plano as matrizes de transformação de tensões e de deformações são dadas, respectivamente, por

$$T_\sigma = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 2 \sin \theta \cos \theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & -2 \sin \theta \cos \theta \\ -\sin \theta \cos \theta & \sin \theta \cos \theta & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

e

$$T_\varepsilon = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & \sin \theta \cos \theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & -\sin \theta \cos \theta \\ -2 \sin \theta \cos \theta & 2 \sin \theta \cos \theta & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Após substituir as matrizes de transformação na relação tensão-deformação, obtém-se

$$T_\sigma \sigma_g = {}^s D T_\varepsilon \varepsilon_g \quad (3.17)$$

Rearranjando

$$\sigma_g = T_\sigma^T {}^s D T_\varepsilon \varepsilon_g \quad (3.18)$$

Dessa maneira, a matriz constitutiva secante global é dada por

$${}^s D_g = T_\sigma^T {}^s D T_\varepsilon \quad (3.19)$$

e a relação entre tensões e deformações no sistema global fica totalmente definida.

A terceira etapa para a definição do modelo de fissuração distribuída diz respeito ao método de solução das equações. Usualmente é utilizado o método de Newton-Raphson para a obtenção das trajetórias de equilíbrio. Esse método admite três tipos equilíbrio na busca pela solução, sendo: equilíbrio tangente, onde a matriz de rigidez é atualizada a cada iteração através de um operador tangente proveniente da derivada da relação total dada na Equação 3.2; equilíbrio secante, onde a matriz de rigidez é atualizada, mas através de um operador secante; equilíbrio elástico, onde a matriz de rigidez é elástica. Por ter convergência mais rápida e descrever melhor

a trajetória de equilíbrio, muitas vezes o equilíbrio tangente é utilizado, fazendo necessária a definição de uma relação incremental entre tensões e deformações.

Tomando a relação entre tensões globais e locais e diferenciando em relação a ε_g , obtém-se

$$\sigma_g = T_\varepsilon^T \sigma_l \quad (3.20)$$

$$d\sigma_g = \frac{\partial(T_\varepsilon^T \sigma_l)}{\partial \varepsilon_g} d\varepsilon_g \quad (3.21)$$

Diferenciando cada termo à direita da equação, encontra-se

$$d\sigma_g = \left(T_\varepsilon^T \frac{\partial \sigma_l}{\partial \varepsilon_g} + \sigma_l \frac{\partial T_\varepsilon^T}{\partial \varepsilon_g} \right) d\varepsilon_g \quad (3.22)$$

que pode ser escrita como

$$d\sigma_g = \left(T_\varepsilon^T \frac{\partial \sigma_l}{\partial \varepsilon_l} T_\varepsilon + \sigma_l \frac{\partial T_\varepsilon^T}{\partial \varepsilon_g} \right) d\varepsilon_g \quad (3.23)$$

Na Equação 3.23 o termo $\partial \sigma_l / \partial \varepsilon_l$ representa o tensor constitutivo tangente local, podendo-se reescrever então a equação na forma

$$d\sigma_g = \left(T_\varepsilon^{Tt} D T_\varepsilon + \sigma_l \frac{\partial T_\varepsilon^T}{\partial \varepsilon_g} \right) d\varepsilon_g \quad (3.24)$$

Derivando a relação tensão-deformação local na variável ε_l é possível obter para o tensor constitutivo tangente

$${}^t_l D = \frac{\partial \sigma_l}{\partial \varepsilon_l} = \frac{\partial ({}^s_l D \varepsilon_l)}{\partial \varepsilon_l} = {}^s_l D + \frac{\partial {}^s_l D}{\partial \varepsilon_l} \varepsilon_l \quad (3.25)$$

Pela Equação 3.25 percebe-se que o tensor constitutivo tangente é composto pela soma do tensor constitutivo secante com uma parcela dependente de sua derivada com relação a ε_l . Essa parcela é dada por

$$\frac{\partial_l^s D}{\partial \varepsilon_l} \varepsilon_l = \begin{bmatrix} \frac{\partial_l^s D_{nn}}{\partial \varepsilon_n} \varepsilon_n + \frac{\partial_l^s D_{ns}}{\partial \varepsilon_n} \varepsilon_s & \frac{\partial_l^s D_{nn}}{\partial \varepsilon_s} \varepsilon_n + \frac{\partial_l^s D_{ns}}{\partial \varepsilon_s} \varepsilon_s & 0 \\ \frac{\partial_l^s D_{ns}}{\partial \varepsilon_n} \varepsilon_n + \frac{\partial_l^s D_{ss}}{\partial \varepsilon_n} \varepsilon_s & \frac{\partial_l^s D_{ns}}{\partial \varepsilon_s} \varepsilon_n + \frac{\partial_l^s D_{ss}}{\partial \varepsilon_s} \varepsilon_s & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

Analisando a Equação 3.24 mais detalhadamente é possível observar que ela contém um termo dependente da derivada da matriz de transformação com relação à deformação global. Esse termo representa a quarta característica importante do modelo de fissuração distribuída, que diz respeito à direção que a trinca irá seguir após ter se iniciado, podendo ser fixa ou rotacional. Segundo Rots (1988), no conceito de orientação fixa a direção da trinca não muda no decorrer da análise, enquanto que no conceito de trinca rotacional sua direção pode corrotacionar com os eixos de deformação principal.

Para o caso bidimensional o ângulo entre os sistemas fixo e rotacionado pode ser totalmente definido por uma variável θ , e o termo correspondente na Equação 3.24 é

$$\sigma_l \frac{\partial T_\varepsilon^T}{\partial \varepsilon_g} = \sigma_l \frac{\partial T_\varepsilon^T}{\partial \theta} \left(\frac{\partial \theta}{\partial \varepsilon_g} \right)^T \quad (3.27)$$

o que faz com que a relação incremental entre tensão e deformação possa ser reescrita de maneira geral na forma

$$d\sigma_g = \left[T_\varepsilon^T D_l^t T_\varepsilon + \sigma_l \frac{\partial T_\varepsilon^T}{\partial \theta} \left(\frac{\partial \theta}{\partial \varepsilon_g} \right)^T \right] d\varepsilon_g \quad (3.28)$$

Para o caso especial de trinca fixa o segundo termo entre parêntesis na Equação 3.28 é desprezado, pois a derivada é nula já que a matriz de transformação é constante.

A quinta e última característica importante do modelo de fissuração distribuída é sua possibilidade de uso de leis tensão-deformação diferentes para tração e compressão, o que é particularmente importante na modelagem de estruturas de concreto

e de materiais refratários devido à grande diferença que esses materiais apresentam de acordo com o tipo de tensão imposta.

Algumas das leis de uso mais comum são a de Carreira e Chu (1985, 1986), que pode ser utilizada tanto para tração como para compressão, a de Boone e Ingraffea (1987), que é utilizada para tração, e a lei bilinear, que também se adapta às duas situações Penna et al. (2013), com ilustrado na Figura 3.4. Maiores detalhes sobre as leis propostas serão discutidas no Apêndice A

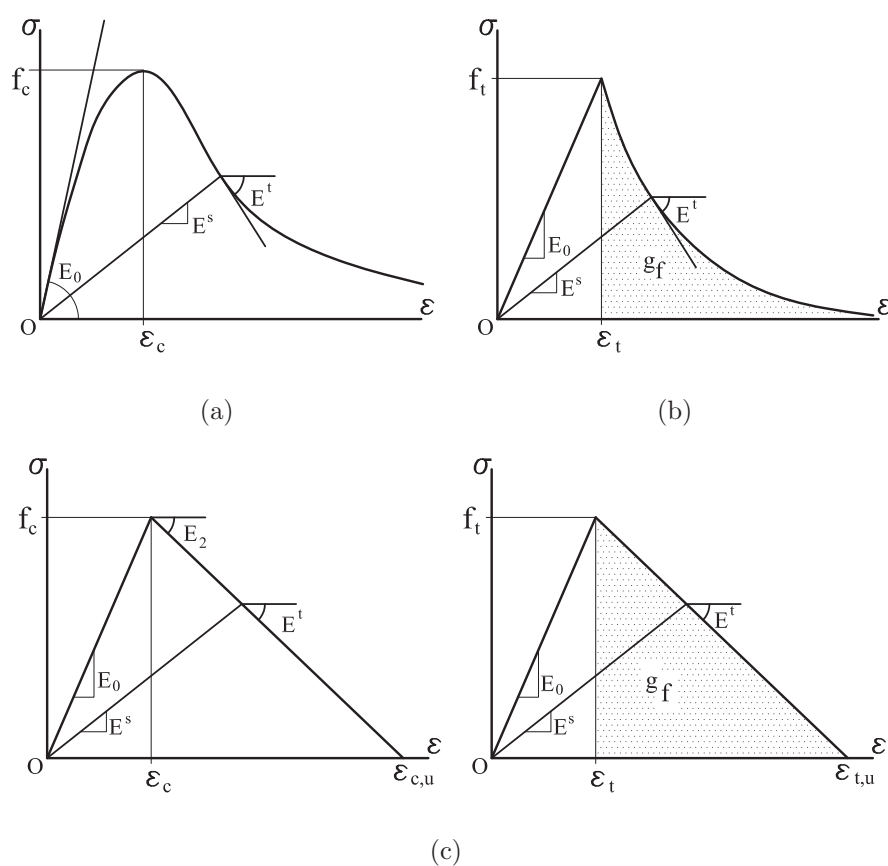


Figura 3.4: Leis constitutivas utilizadas no modelo de fissuração distribuída. (a) Lei de Carreira (b) Lei de Ingraffea (c) Lei bilinear. Adaptado de Penna et al. (2013)

Em resumo, as cinco características importantes que definem o modelo de fissuração distribuída são:

1. Obtenção do tensor constitutivo secante local através da inversão de um tensor de flexibilidade apropriadamente simetrizado

2. Transformação do tensor constitutivo para o sistema de coordenadas global para a realização dos cálculos através do método dos elementos finitos
3. Definição de um operador tangente
4. Escolha entre a utilização de uma análise com trinca fixa ou rotacional e cálculo da derivada da matriz de transformação caso a segunda opção seja adotada
5. Prescrição de uma lei constitutiva às curvas tensão-deformação do material, tanto em tração como em compressão, e sua posterior utilização para cálculo da variação dos parâmetros de dano

Tendo definido o modelo constitutivo, é necessário agora adotar um método de solução e apresentar de que forma eles estão relacionados. Conforme explicado por Fuina (2004), o processo incremental-iterativo intrínseco a problemas não-lineares deve solucionar a equação

$$[K]_{j-1}^i \{\delta U\}_j^i = \delta \lambda_j^i \{P\} + \{Q\}_{j-1}^i \quad (3.29)$$

onde i e j representam a iteração e o passo, respectivamente, K é a matriz de rigidez global do sistema, δU é o vetor de deslocamentos incrementais, $\delta \lambda$ é o incremento do fator de cargas, P é o vetor de cargas de referência e Q é o vetor de forças residuais.

A matriz de rigidez global é montada a partir da apropriada associação das matrizes de rigidez dos elementos da malha Bathe (2007), que são definidas pela equação

$$k^e = \int_V B^T D_g^t B dV \quad (3.30)$$

onde B é uma matriz que depende das coordenadas nodais e D_g^t é a matriz constitutiva tangente global (para o caso de equilíbrio tangente do método de Newton-Raphson), ou seja, que contém as propriedades do material nas coordenadas globais.

Para a verificação do equilíbrio do sistema as forças internas também devem ser calculadas, o que é feito através de uma integral no volume do elemento para o caso tridimensional e pode ser expresso por

$$F_{int} = \int_V B^T \sigma_g dV \quad (3.31)$$

Nesse caso nota-se que é necessário o cálculo das tensões no sistema de coordenadas global, o que foi explicitado acima para o caso do modelo de fissuração distribuída.

Para fornecer uma visão geral do processo de solução de um problema de modelagem constitutiva utilizando o método dos elementos finitos, a Figura 3.5 mostra uma adaptação do algoritmo presente em Fuina (2004) para o caso de estado plano de tensão, trinca fixa e equilíbrio tangente do método de Newton-Raphson.

Conforme explicado anteriormente, na análise de estruturas constituídas por materiais refratários há uma importante influência da distribuição de temperatura ao longo do domínio, devido à dependência de suas características físicas, químicas e mecânicas dessa variável. Dessa maneira, torna-se necessária a realização de interpolações tanto das temperaturas quanto das propriedades dos materiais, conforme explicado a seguir.

Interpolação das temperaturas do domínio: Ao se resolver um problema de cálculo da distribuição de temperaturas em um domínio sujeito a determinadas condições de contorno, o analista tem como resposta, em geral, a distribuição nodal de temperaturas, dado que esta é a variável independente do modelo. Posteriormente, ao importar essa solução como parâmetro de entrada para um cálculo estrutural, é necessário realizar uma interpolação dos valores de temperaturas das coordenadas nodais para as coordenadas dos pontos de integração, visto que todos os cálculos são realizados nesses pontos. Além disso, softwares comerciais modernos permitem que as malhas dos problemas térmico e estrutural sejam distintas, o que dá flexibilidade de modelar problemas diferentes com elementos diferentes.

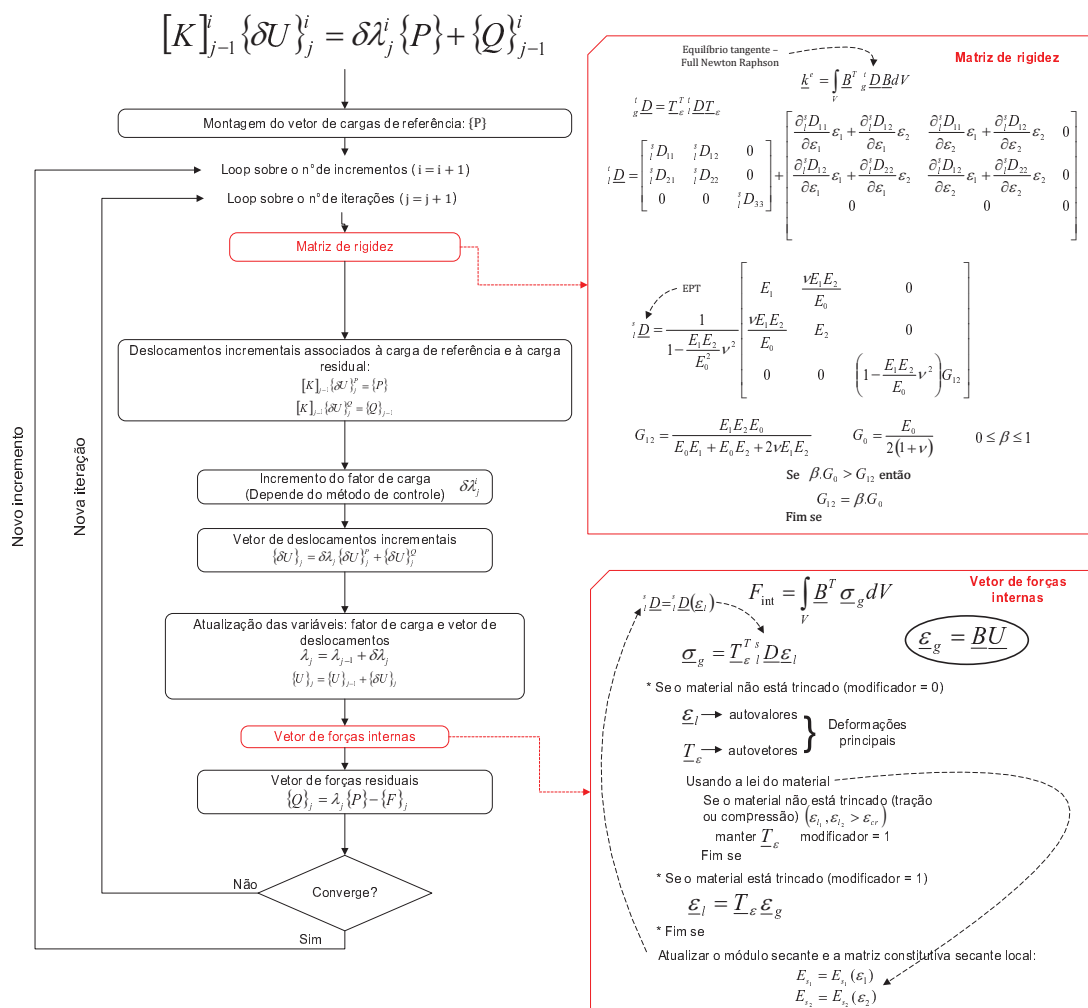


Figura 3.5: Algoritmo do método de fissuração distribuída - Estado plano de tensão, trinca fixa e equilíbrio tangente

Interpolação das propriedades dos materiais: Uma vez obtidas as temperaturas nos pontos de integração, resta determinar através de uma interpolação quais são as propriedades dos materiais correspondentes a essas temperaturas. Isso é necessário pois, ao iniciar o pré-processamento do problema, o analista insere como dados de entrada parâmetros relativos ao comportamento do material somente em algumas temperaturas onde eles são conhecidos.

Um exemplo dessa situação é dado na Figura 3.6. Nesse caso, um modelo de elementos finitos contendo apenas um elemento é sujeito a uma distribuição de temperaturas linear variando entre 1000°C nos nós 1 e 4 e 500°C nos nós 2 e 3, e as

leis constitutivas são conhecidas e informadas pelo analista nessas temperaturas. No entanto, devido à sua posição no interior do elemento, os pontos de integração PG-1 e PG-4 estão sujeitos a uma temperatura de aproximadamente 895°C , enquanto que os pontos PG-2 e PG-3 estão a 644°C . As leis constitutivas relativas a essas temperaturas não são conhecidas, dessa maneira é necessário realizar a interpolação para determiná-las.

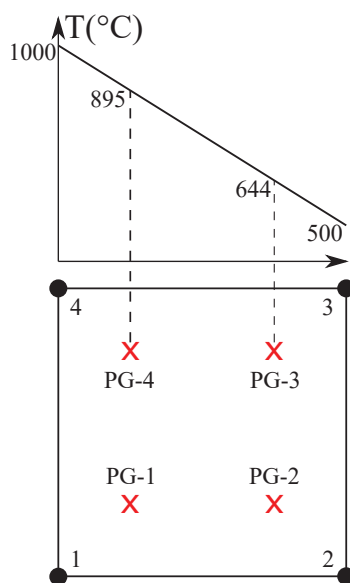
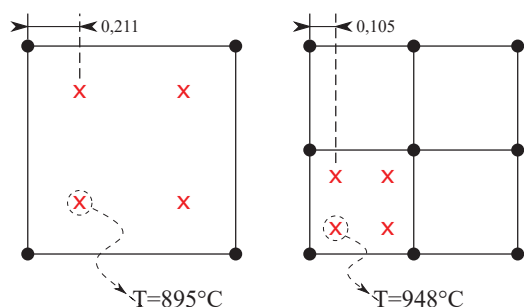


Figura 3.6: Interpolação das propriedades dos materiais

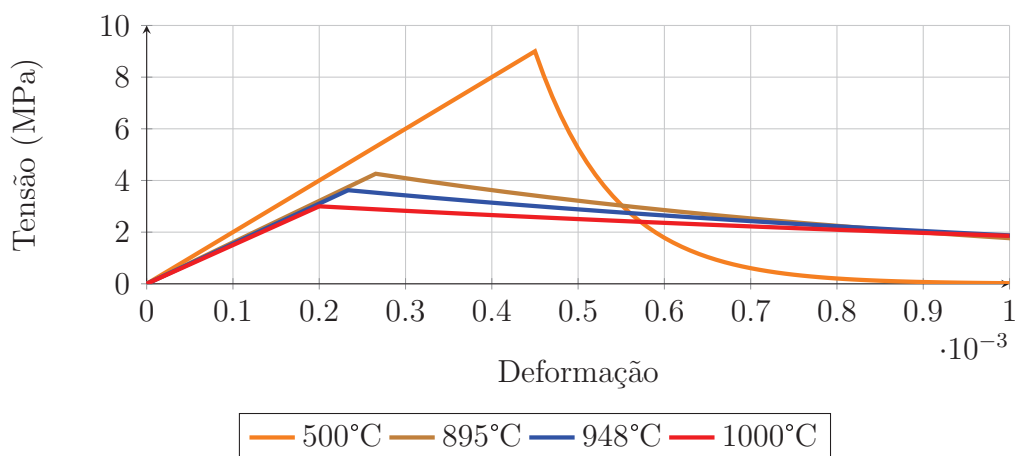
Penna (2011) mostra, através do exemplo da tração em uma barra, que, quando há uma região menos resistente no domínio, a estrutura pode estar sujeita ao fenômeno da localização de deformações. Quando a estrutura está sujeita a uma distribuição de temperaturas e tem leis constitutivas dependentes dessa variável, como no caso de estruturas refratárias, esse efeito é ainda mais crítico, já que, conforme já explicado, cada ponto de integração do domínio terá uma região de influência com propriedades diferentes de seus vizinhos. Esse fato torna-se mais importante ao estudarem-se estruturas com geometria e de temperaturas complexas.

Outra situação relacionada à interpolação das propriedades dos materiais diz respeito à dependência de malha, como mostrado na Figura 3.7. Assim como na Figura 3.6, nesse modelo admite-se uma distribuição linear de temperaturas entre

1000°C e 500°C em uma geometria de $1\text{uc} \times 1\text{uc} \times 1\text{uc}$. A Figura 3.7(a) mostra que, conforme a malha é refinada, a posição relativa entre a fronteira do domínio (a 1000°C) e o ponto de integração mais próximo a ela diminui, alterando o valor da temperatura mais alta presente no modelo. Dessa maneira, como mostrado na Figura 3.7-b, a lei constitutiva associada a esse ponto tende à lei associada à temperatura de 1000°C. Logo, a resposta do modelo muda conforme a malha é refinada, já que o descarregamento é iniciado a um valor de deformação cada vez menor, nesse caso tendendo a $0,2 \times 10^{-3}$.



(a)



(b)

Figura 3.7: Interpolação das propriedades dos materiais - Refino de malha

Dessa maneira, o modelo de fissuração distribuída mostra-se consideravelmente mais complexo de ser utilizado quando as propriedades dos materiais dependem da temperatura. Nos próximos capítulos serão descritas as estratégias numéricas

empregadas para viabilizar sua utilização obtendo resultados coerentes.

Capítulo 4

IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL

O **INSANE** (*INteractive Structural ANalysis Environment*) é um sistema computacional desenvolvido no Departamento de Engenharia de Estruturas da Universidade Federal de Minas Gerais. O sistema é desenvolvido em JAVA, seguindo o paradigma de *Programação Orientada a Objetos* (POO), aplicando todos os conceitos proporcionados pela metodologia, resultando em um código segmentado, consequência direta de abstrações e generalizações oriundas de herança de classes e polimorfismo conjugados a padrões de projetos de softwares adequados.

O **INSANE** é composto por aplicações gráficas interativas, para pré processamento e pós processamento, e um núcleo numérico, contendo as implementações dos modelos numéricos e as técnicas de soluções apropriadas. As implementações do presente trabalho concentram-se, principalmente, no núcleo numérico, mais especificamente na segmentação relativa aos modelos constitutivos. Mais informações sobre o software **INSANE** podem ser obtidas em <https://www.insane.dees.ufmg.br>.

Neste capítulo será apresentado o projeto orientado a objetos da implementação realizada, posicionando-o no núcleo numérico e detalhando as classes que o compõe. Para tanto serão apresentados diagramas UML (*Unified Modelling Language*), que é uma linguagem padronizada para a modelagem de sistemas de software orientados a objetos.

Para melhor visualização das contribuições deste trabalho, as classes modificadas

durante o desenvolvimento são representadas em amarelo e as classes criadas em verde, conforme ilustrado na Figura 4.1.

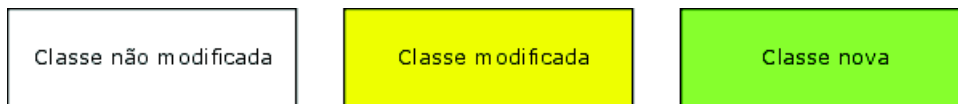


Figura 4.1: Notação UML usada na descrição do projeto de classes

4.1 Organização do Núcleo Numérico

O núcleo numérico do **INSANE** é composto pelas interfaces Model, Assembler e Solution, conforme ilustra a Figura 4.2. Estas interfaces, respectivamente, compõem as abstrações do modelo discreto adotado, a generalização do processo de montagem do sistema matricial de equações e as técnicas de solução necessárias à obtenção dos resultados da análise.

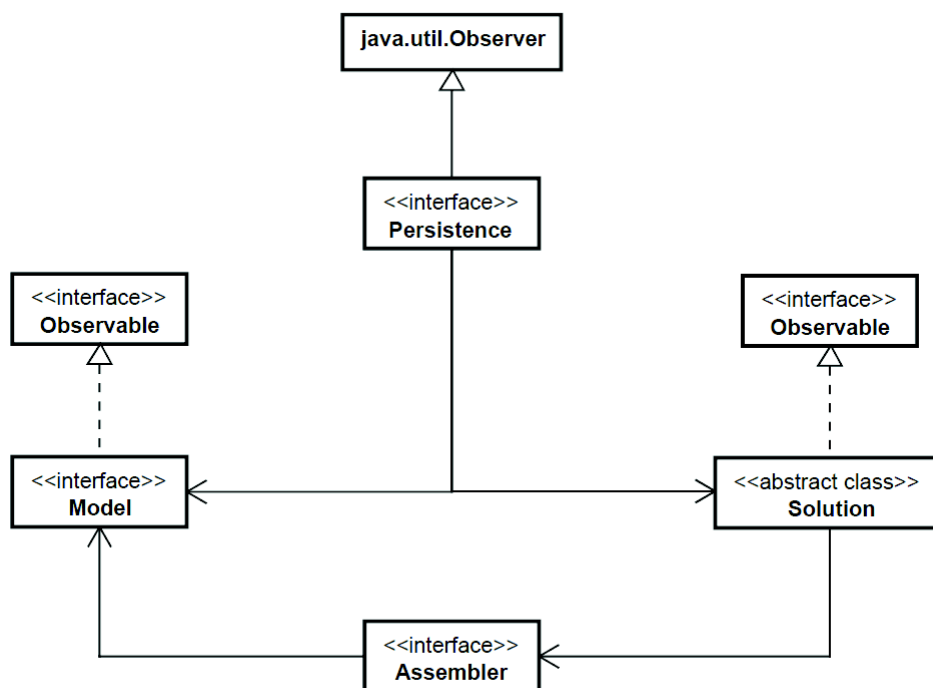


Figura 4.2: Organização do núcleo numérico

Além das classes que implementam as interfaces citadas, o núcleo é auxiliado pela

interface Persistence responsável pelo tratamento dos dados não voláteis do programa, ou seja, as classes que formam a hierarquia de Persistence são responsáveis por coletar os dados de entrada oriundos de arquivos XML (eXtensible Markup Language) - uma técnica para criar dados estruturados baseados em um arquivo texto - advindos, por exemplo, do pré processador, e pela geração de dados gravados em disco, também sob a forma de arquivos XML, para a posterior leitura dos resultados pelo pós processador. Para a realização desse trabalho foi necessário modificar a estrutura padrão original dos arquivos XML do software, adaptando-a à situação onde os parâmetros dos materiais são dependentes da temperatura.

As mudanças principais no código do programa foram realizadas na estrutura ligada ao modelo, sendo essas detalhadas nas seções a seguir. Para maiores detalhes sobre a organização do núcleo numérico, consultar (Penna, 2011).

4.1.1 Classe MaterialTemp

O núcleo numérico do software **INSANE** destaca-se pela grande variedade de modelos constitutivos disponíveis para o usuário, conforme pode ser verificado em Penna (2011). Naturalmente, ao fazer a definição da análise no pré-processador, é necessário definir os parâmetros desses materiais, que serão posteriormente utilizados pelo solver para realização dos cálculos. Esses modelos foram, no entanto, implementados sem a intenção de realizar análises onde os parâmetros dos materiais variavam com a temperatura, o que tornou necessária a implementação realizada nesse trabalho.

Uma premissa básica da programação orientada a objetos é que, uma vez implementada uma classe ou um conjunto de classes e comprovado seu correto funcionamento, para a adição de novos recursos ao programa não deve ser necessária sua modificação, ou pelo menos não modificações significativas. Da mesma maneira, nesse trabalho tomou-se o cuidado de não modificar a estrutura já implementada

e bastante funcional dos modelos de materiais, mas criar mecanismos de gerenciamento do pré-processamento para que ela pudesse ser adaptada à nova necessidade.

Para realizar essa tarefa, a ideia utilizada foi a criação de uma nova classe de representação de materiais, chamada `MaterialTemp`. Essa classe é filha da classe `Material`, pertencendo ao mesmo nível hierárquico que diversos outros modelos de material, tal como o representado pela classe `FractureMechanicsBasedMaterials`, bastante utilizada nesse trabalho. Parte da hierarquia de classes derivadas da classe `Material` pode ser observada na Figura 4.3.

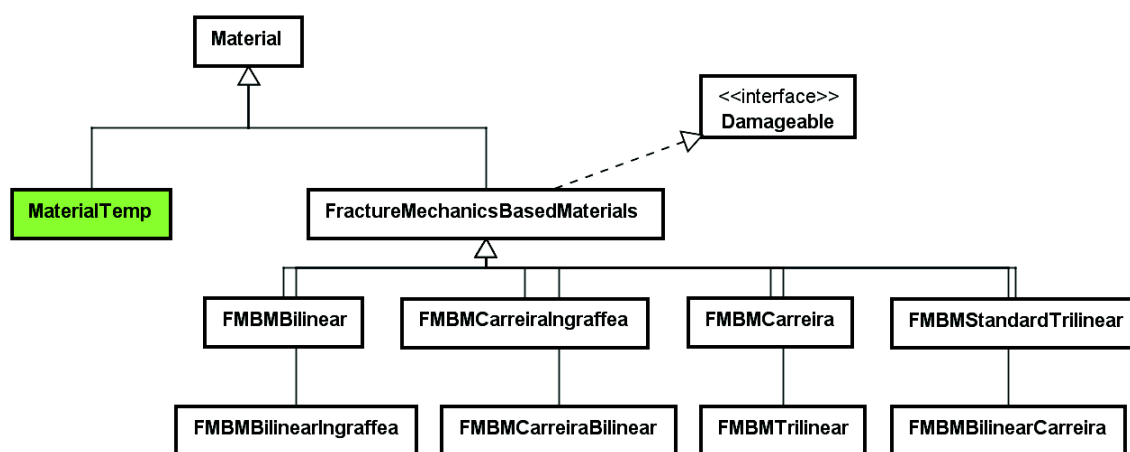


Figura 4.3: Hierarquia de classes - Material

Ao utilizar o recurso de ter as propriedades dos materiais variando com a temperatura, obrigatoriamente deve-se utilizar um arquivo de entrada diferente do padrão do `INSANE`, para que seja possível informar corretamente quais são essas propriedades. Da mesma maneira, o pré-processador deve ser capaz de entender que a entrada de dados refere-se a várias propriedades do mesmo material, e não a propriedades de vários materiais diferentes. Essa importante característica determina o funcionamento da classe `MaterialTemp`, que é mais detalhada na Figura 4.4.

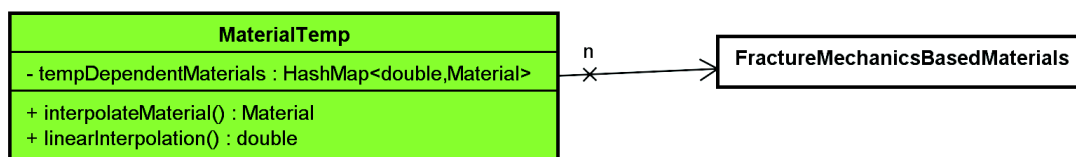


Figura 4.4: Classe `MaterialTemp`

Como é possível observar, a classe `MaterialTemp` contém um único parâmetro, sendo ele um mapa chamado `tempDependentMaterials`, que recebe como chave um valor `double`, referente a um valor de temperatura, e associa a ela um objeto da classe `Material`. Esse objeto corresponde a uma instância de uma classe qualquer para representação de materiais, como, por exemplo, da classe `FBMCarreiraIngraffea`, que implementa a lei de Carreira e Chu (1985, 1986) na compressão e a lei de Boone e Ingraffea (1987) na tração. Ou seja, a classe `MaterialTemp` não tem em si mesma a implementação de nenhuma lei material, mas sim um mecanismo que gerencia o funcionamento da associação entre chave e valor. Essa classe também contém dois métodos, que serão explicados mais à frente para que seja mantida uma linha de raciocínio que se assemelhe ao funcionamento normal do programa, em ordem cronológica.

Deve-se destacar que, para ser utilizado um novo formato do arquivo de entrada, da mesma maneira é preciso modificar a estrutura da classe `PersistenceAsXML`, responsável por interpretá-lo e enviar as corretas informações ao solver. Logo, foram realizadas modificações no método `fillMaterialsListFromFile()` dessa classe. Para mais informações sobre a classe `PersistenceAsXML` e sobre a interface `Persistence` de maneira geral, consultar Penna (2011).

4.1.2 Classe `PersistenceAsXML`

Tratando-se ainda da entrada de dados no programa, é necessário informar quais são as temperaturas nodais utilizadas posteriormente para a interpolação das propriedades mecânicas nos pontos de integração, já que ainda não há no **INSANE**

recursos disponíveis para conectar cálculos térmicos diretamente a cálculos estruturais. Sendo assim, no arquivo de entrada foi criado um novo campo, chamado *TemperatureList*, que recebe uma lista com todos os nós do modelo e a temperatura associada a eles. Como exemplo, a Figura 4.5 mostra uma parte de um arquivo de entrada XML que mostra um modelo com 4 nós, sendo que os nós 1 e 3 recebem uma temperatura de 500°C e os nós 2 e 4 recebem uma temperatura de 1000°C. Esse arquivo de entrada corresponde a um modelo que será utilizado como caso de teste da implementação no Capítulo 5.

```
<TemperatureList>
  <nodalTemperature node="1">500.0</nodalTemperature>
  <nodalTemperature node="2">1000.0</nodalTemperature>
  <nodalTemperature node="3">500.0</nodalTemperature>
  <nodalTemperature node="4">1000.0</nodalTemperature>
</TemperatureList>
```

Figura 4.5: Exemplo de lista de nós e temperaturas associadas no arquivo de entrada de um modelo

Para fazer a leitura dessa estrutura de temperaturas associadas aos nós, foi criado na classe `PersistenceAsXML` o método `fillTemperaturesFromFile()`. Nesse método são lidas todas as entradas na estrutura mostrada, buscando-se no modelo o nó apropriado e atribuindo a ele o valor de temperatura informado.

4.1.3 Classe `FemModelTemp`

Uma vez realizada toda a entrada de dados no pré-processador, ou seja, definidos os materiais que têm as propriedades variando com a temperatura e as temperaturas associadas a cada nó, o próximo passo é processar os cálculos do modelo no solver. No entanto, deve-se levar em conta que, no caso específico de estruturas sujeitas a distribuições de temperaturas, ainda há uma etapa de pré-processamento a ser realizada, sendo ela a atribuição dos corretos materiais interpolados aos pontos de

integração dos elementos, já que, a princípio, estão atribuídas a eles instâncias da classe `MaterialTemp`.

O software **INSANE** possui em sua implementação diferentes metodologias para solução de problemas estruturais, tais como o Método dos Elementos Finitos (Fonseca, 2008), utilizado nesse trabalho, o Método dos Elementos de Contorno (Peixoto, 2016), Métodos sem malha (Silva, 2012), Método dos Elementos Finitos Generalizados (Alves, 2012), entre outros. Essas metodologias são representadas por classes que estendem a classe `Model`. Entende-se que, no presente caso, a melhor alternativa de implementação seja estender a classe `FemModel`, adicionando as características necessárias ao seu correto funcionamento.

A Figura 4.6 mostra no diagrama onde é inserida a classe `FemModelTemp`, que sobrescreve o método `init()` da classe `FemModel`. Na nova implementação, dentro de seu próprio método `init()`, a classe `FemModelTemp` chama o método `init()` da classe `FemModel`, posteriormente chamando o método `setMaterialTemp()`.

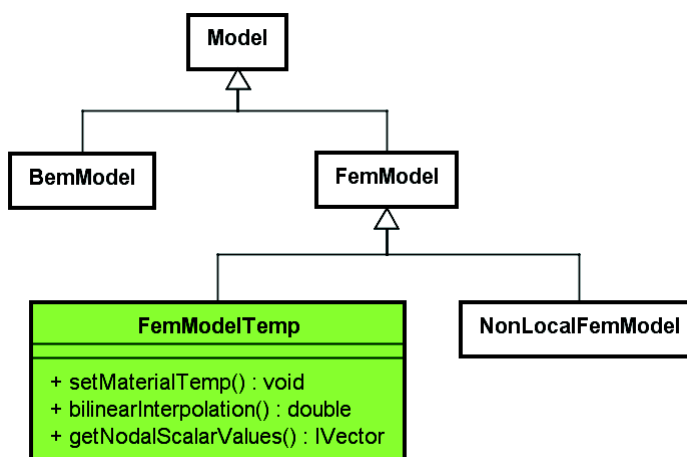


Figura 4.6: Diagrama de classes - `FemModelTemp`

O método `setMaterialTemp()` é fundamental na estrutura do pré-processamento. Nesse método, o programa percorre todos os elementos, lendo as temperaturas associadas a seus nós através do método `getNodalScalarValues()`; então, para cada um de seus pontos de integração (degenerações), que nesse momento da execução

do programa têm associados a si uma instância da classe `MaterialTemp`, realiza quatro operações:

1. Cria uma instância da classe `Material`, do mesmo tipo que o contido no campo `tempDependentMaterials` (ver Figura 4.4)
2. Lê as coordenadas do ponto de integração e dos nós do elemento, chamando então o método `bilinearInterpolation()`, mostrado na Figura 4.6, que determina a temperatura no ponto de integração através de uma interpolação bilinear, ou seja, uma interpolação linear em cada direção do elemento plano
3. Utilizando a instância de `MaterialTemp` associada à degeneração, chama o método `interpolateMaterial()` (Figura 4.4). Esse método, que recebe como parâmetro o valor de temperatura calculado no item 2, interpola as propriedades dos materiais e as associa ao objeto criado no item 1
4. Substitui o objeto do tipo `MaterialTemp` que estava associado à degeneração pelo novo objeto definido no item 3

Dessa maneira, ao fim do processo iterativo, todas as degenerações estarão associadas a instâncias de classes filhas da classe `Material`, já com as propriedades mecânicas vindas da interpolação com a temperatura, e o processo de solução poderá seguir normalmente sem nenhuma alteração com relação ao que já estava implementado no software. A Figura 4.7 mostra em resumo o funcionamento da estrutura implementada para consideração das propriedades de materiais variando com a temperatura no software **INSANE**.

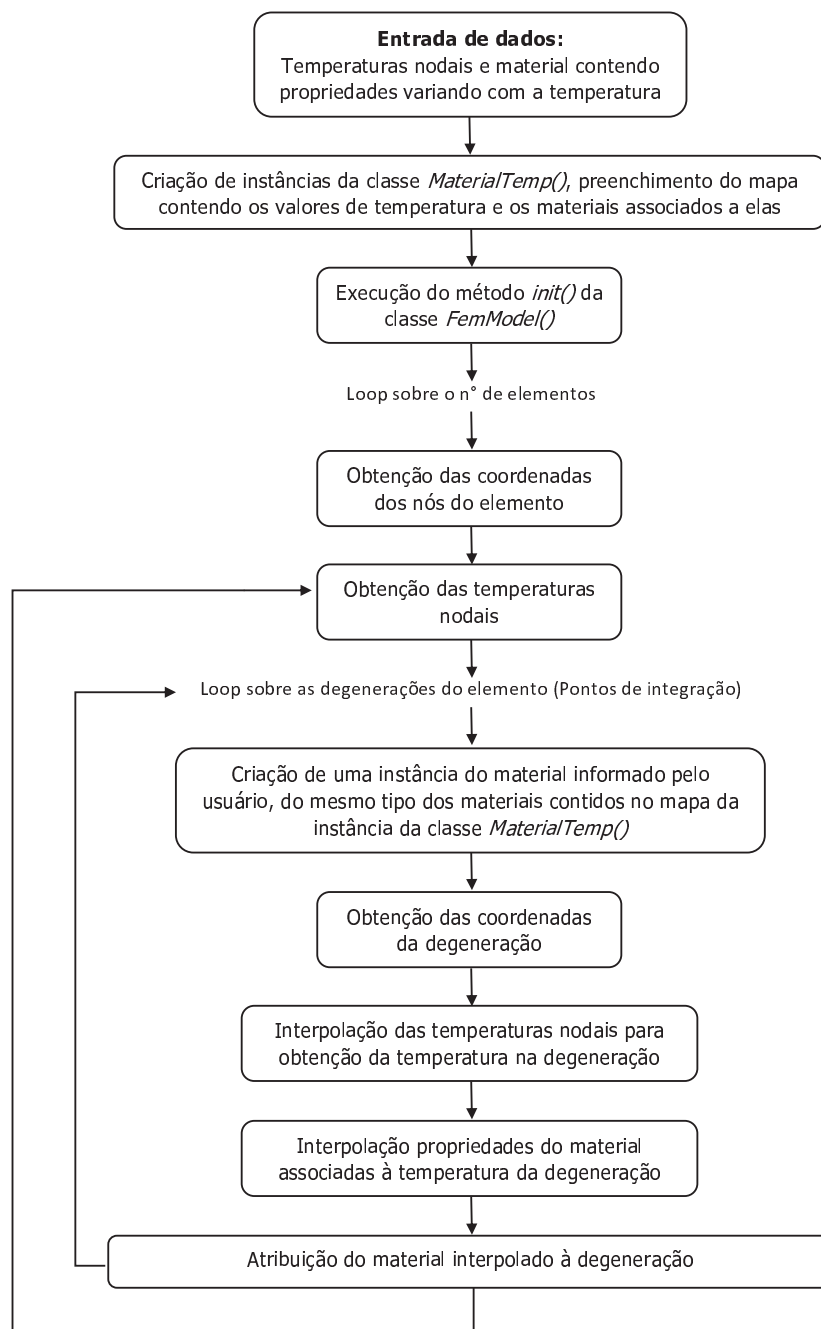


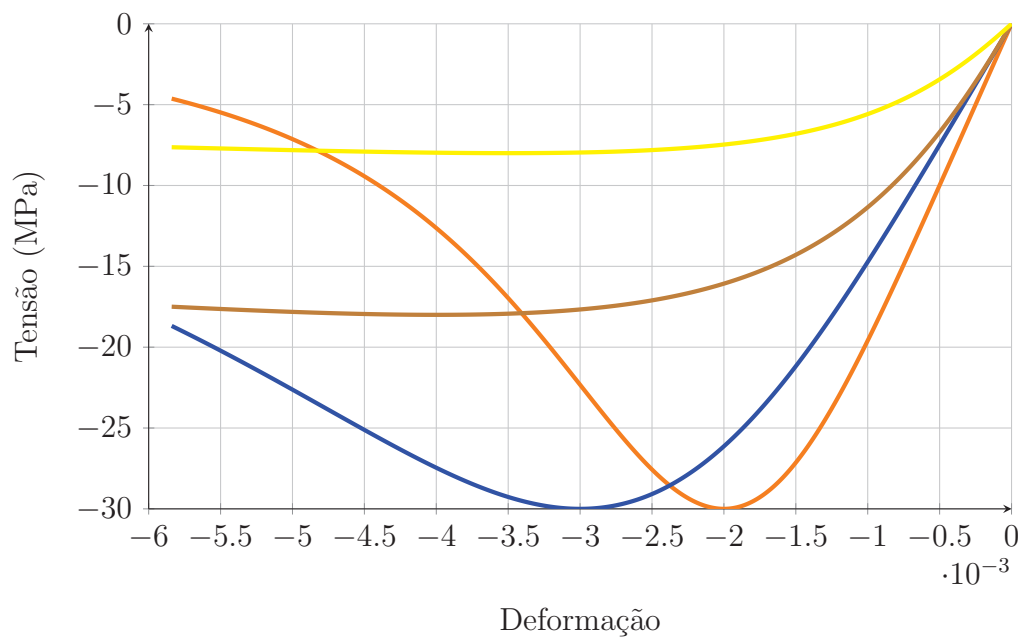
Figura 4.7: Fluxograma da estrutura implementada para consideração das propriedades de materiais variando com a temperatura no software **INSANE**

Capítulo 5

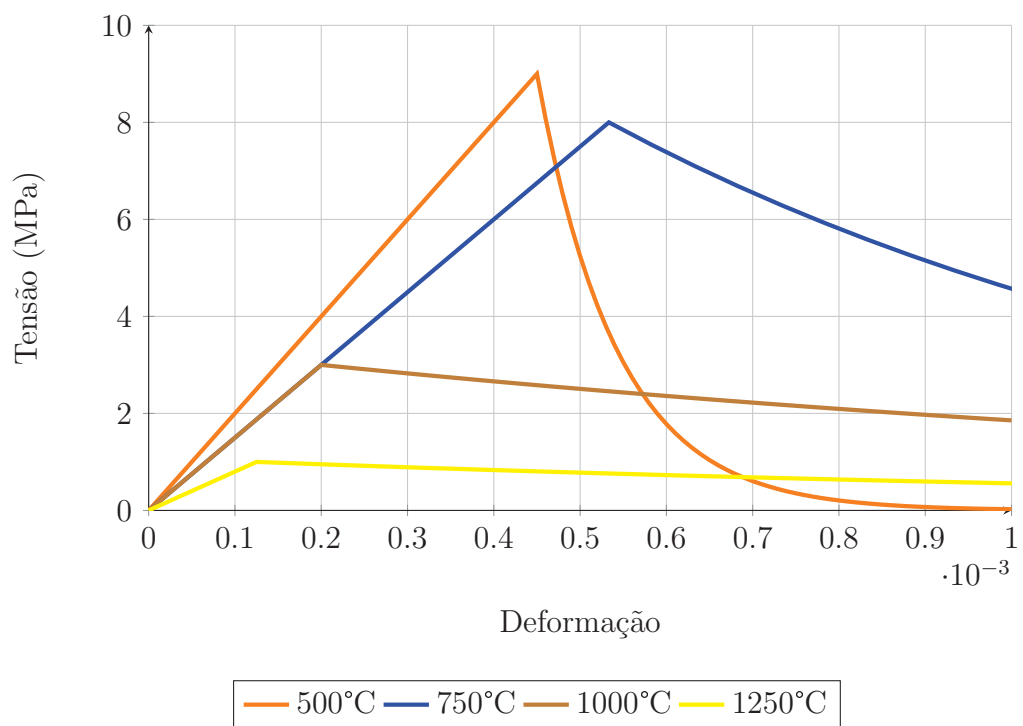
EXEMPLOS TEÓRICOS

O objetivo desse capítulo é demonstrar através de exemplos simples as principais características da modelagem de materiais parcialmente frágeis sujeitos a campos de temperatura diversos, destacando a resposta da estrutura a carregamentos de tração, compressão e flexão. Além disso, são mostrados os efeitos do refino de malha e da utilização da interpolação por faixas de temperaturas, descritos nos capítulos anteriores.

Para a realização dos ensaios numéricos foi proposto um material fictício com características termo-mecânicas similares às de um refratário, conforme mostram as curvas tensão-deformação da Figura 5.1, tanto para tração quanto para compressão. Nessas curvas observa-se que, com o aumento da temperatura, o material tende a adquirir ductilidade e perder resistência mecânica, bem como diminuir seu módulo elástico. As curvas do material foram calibradas segundo as leis de Carreira e Chu (1985, 1986) em compressão e Boone e Ingraffea (1987) em tração e os parâmetros das leis constitutivas são apresentados na Tabela 5.1. Para a definição dessas curvas tomou-se como base a fundamentação teórica apresentada no Capítulo 2, em especial nas Figuras 2.2 e 2.3.



(a)



(b)

Figura 5.1: Leis tensão-deformação para o material utilizado para realizar os testes do modelo implementado

Tabela 5.1: Parâmetros das leis constitutivas do material variando com a temperatura - lei de Carreira e Ingraffea

	Temperature			
	750°C	1000°C	1250°C	1600°C
ν	0,2	0,2	0,2	0,2
f_c	30	30	10	8
f_t	9	8	3	1
ε_c	0,002	0,003	0,004	0,0035
E_0	20000	15000	15000	8000
g_f	5,0e-5	4,0e-4	1,5e-4	3,0e-5
h	0,06	0,06	0,03	0,02
β	0,05	0,05	0,05	0,05

É importante observar a diferença nas escalas entre a curva de tração e a de compressão. Enquanto a primeira possui uma tensão máxima de 9 MPa correspondente a uma deformação de 0,00045 para a curva de 500°C, a segunda apresenta uma tensão máxima consideravelmente maior em módulo, -30 MPa, com amolecimento iniciando-se a uma deformação de 0,02. Para facilitar a visualização dessa diferença entre as curvas, a Figura 5.2 as ilustra no mesmo gráfico, na temperatura de 500°C.

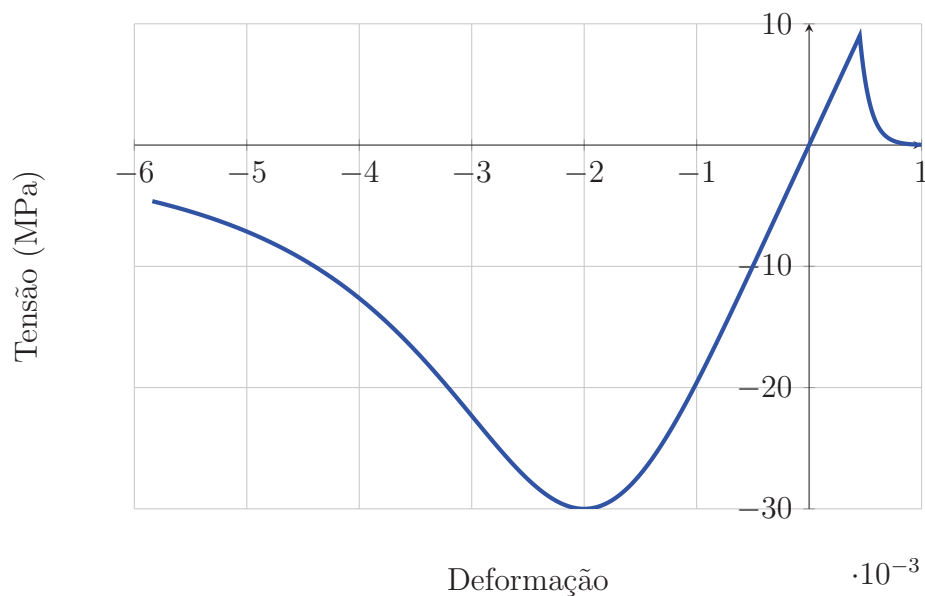


Figura 5.2: Curva tensão-deformação em tração e em compressão - 500°C

A primeira verificação realizada na implementação foi feita utilizando-se testes elementares de tração e compressão. Para isso, foi utilizado um modelo composto por um único elemento em estado plano de tensão, com as medidas de altura, comprimento e espessura iguais a 1 unidade de comprimento, sendo ele linear e com integração 2x2. Como condições de contorno, o elemento foi restrito em um de seus lados e tracionado/comprimido no lado oposto, com um carregamento distribuído também unitário, conforme mostrado na Figura 5.3 para o caso em tração.

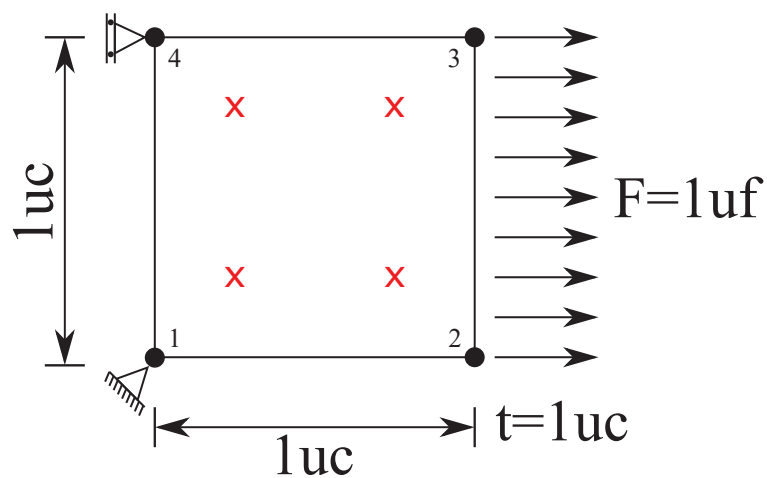
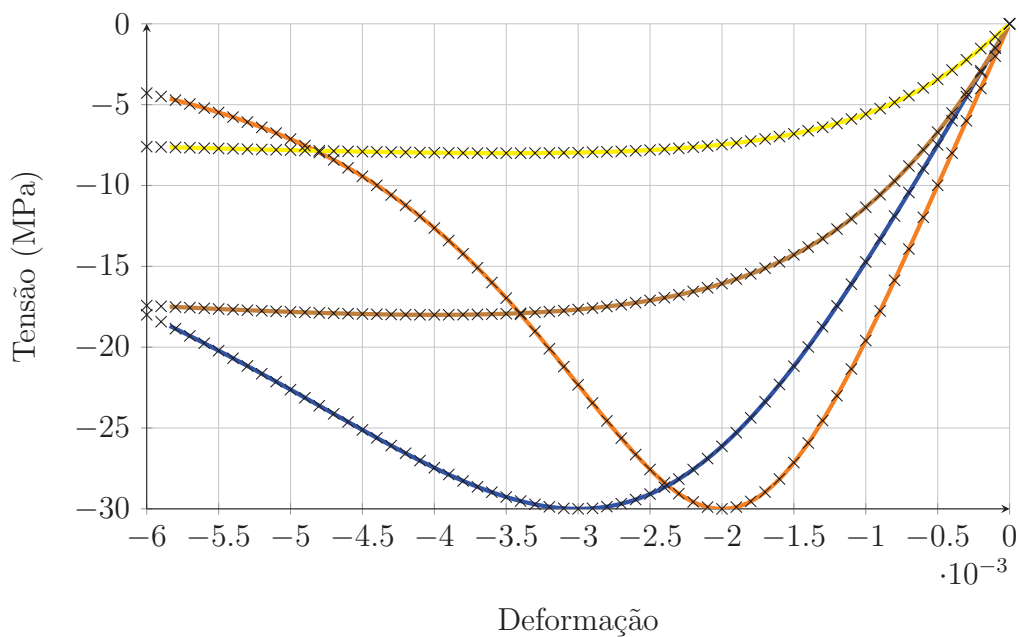
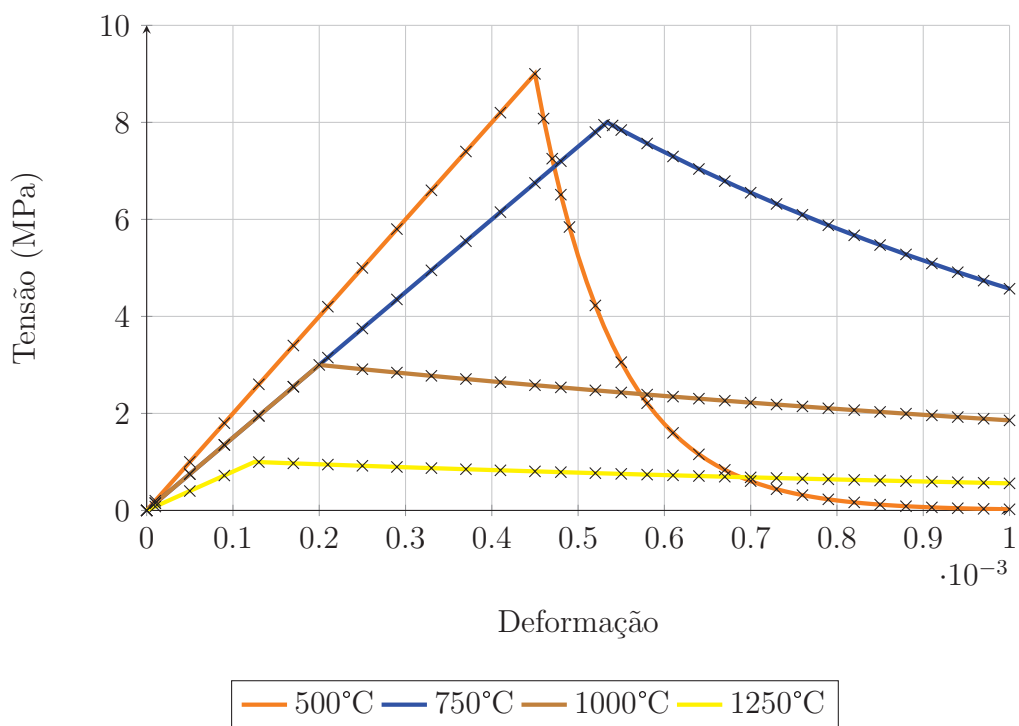


Figura 5.3: Modelo utilizado para os testes elementares de tração e compressão

Nesse modelo inicialmente foram consideradas temperaturas iguais em todos os nós e, em consequência, todos os pontos de integração, correspondentes às temperaturas para as quais as curvas de tração e compressão estavam disponíveis. A partir de então, as cargas de tração e compressão foram aplicadas de maneira incremental utilizando um método de controle por deslocamentos, e as curvas Fator de Carga x Deslocamento do nó 2 na direção x são mostradas na Figura 5.4, em conjunto com as curvas propostas. É possível observar uma perfeita concordância entre a simulação realizada e a curva proposta, em todos os casos, indicando que o modelo é capaz de, baseado em uma entrada de temperaturas nodais, selecionar adequadamente qual curva de material deve ser utilizada.



(a)



(b)

Figura 5.4: Validação do modelo de fissuração distribuída variando com a temperatura
- temperaturas iguais em todos os pontos de integração

A segunda etapa da validação dos modelos implementados foi realizada através

da imposição de um carregamento térmico mais complexo no elemento anteriormente apresentado. Como mostra a Figura 5.5, nos nós 1 e 3 foi imposta uma temperatura de 500°C , enquanto que nos nós 2 e 4 a temperatura foi de 1000°C . Dessa maneira, utilizando uma interpolação linear nas direções x e y , as temperaturas nos pontos de integração foram de $666,6^{\circ}\text{C}$ e $833,3^{\circ}\text{C}$. Nesse caso, as propriedades dos materiais associados aos pontos de integração com temperaturas intermediárias às definidas como entrada do modelo foram interpoladas linearmente.

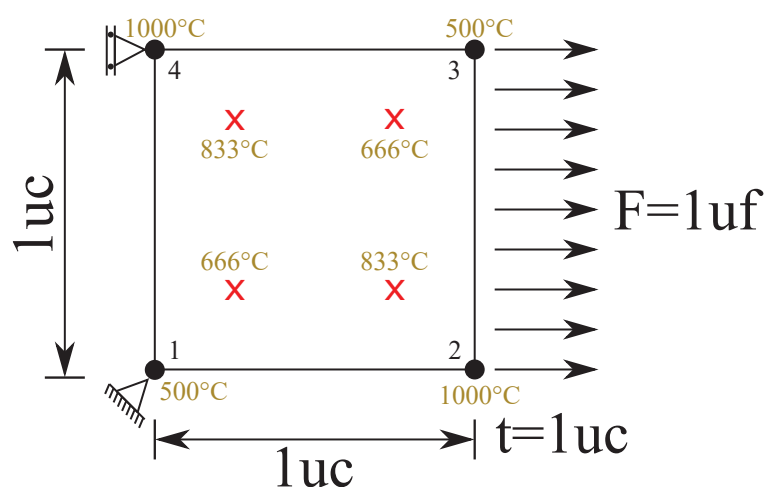
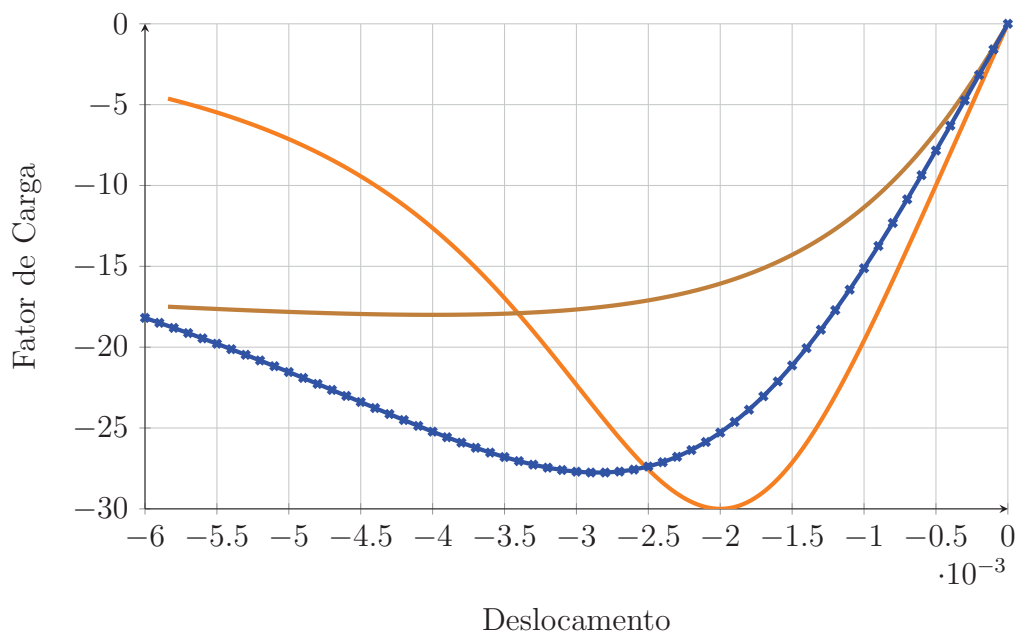
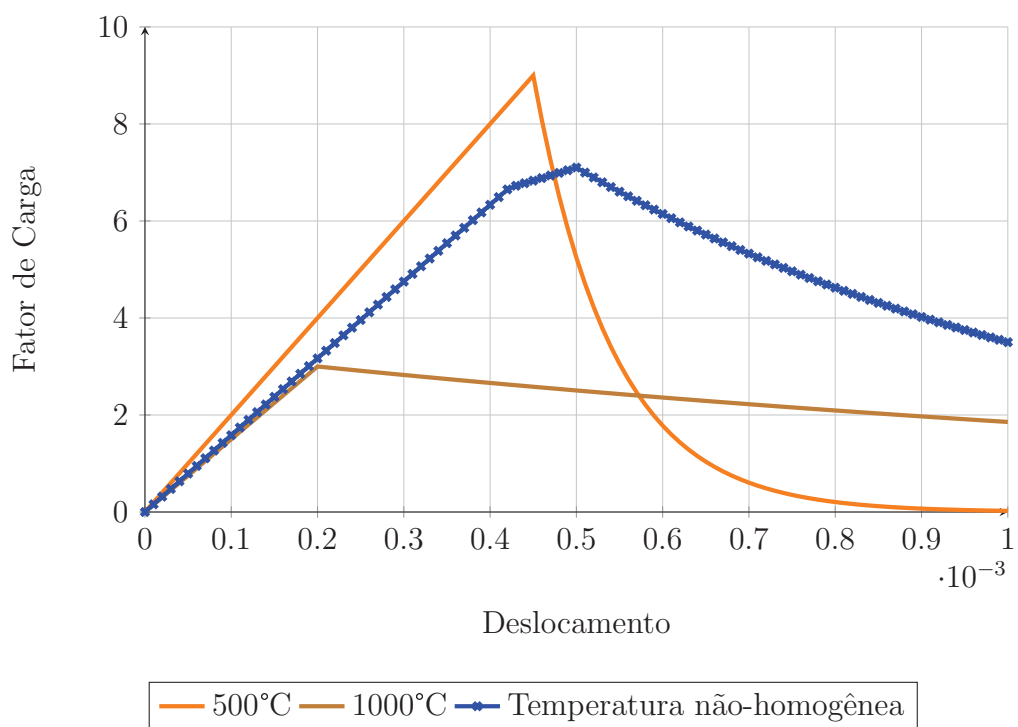


Figura 5.5: Validação do modelo de fissuração distribuída variando com a temperatura - temperaturas diferentes nos pontos de integração do elemento

A resposta obtida a partir desse modelo é mostrada na Figura 5.6. Nessa figura são mostradas as curvas correspondentes a 500°C e a 1000°C , além da curva correspondente à estrutura com distribuição não homogênea de temperaturas. Conforme esperado, a estrutura apresenta a relação entre fator de carga e deslocamento intermediária às obtidas com temperatura constante, devido a seus pontos de integração também estarem a temperaturas intermediárias. Com isso, mostra-se que o modelo é capaz de, dada uma distribuição nodal de temperaturas e um determinado conjunto de leis constitutivas associadas a temperaturas, interpolar as temperaturas para os pontos de integração e, posteriormente, interpolar as propriedades dos materiais.



(a)



(b)

Figura 5.6: Validação do modelo de fissuração distribuída variando com a temperatura - temperaturas diferentes nos pontos de integração do elemento

Conforme discutido na Seção 3.1, a utilização de modelos com perda de rigidez

elástica considerando efeitos de temperatura está sujeita a problemas de dependência de malha. Para ilustrar esse problema, o mesmo carregamento de tração mostrado na Figura 5.3 foi utilizado, porém com um gradiente de temperaturas entre 1250°C e 500°C, ilustrado na Figura 5.7. Foram utilizadas 4 malhas, variando entre 1 e 64 elementos lineares e com integração 2x2, como mostrado na Figura 5.8. A interpolação das propriedades dos materiais com a temperatura foi feita sem utilizar o esquema de faixas, ou seja, um novo material foi criado a cada variação mínima de temperatura dos pontos de integração.

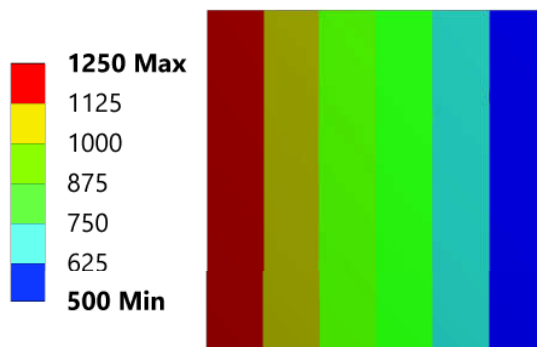


Figura 5.7: Gradiente de temperaturas (°C) utilizado no teste de refino de malha

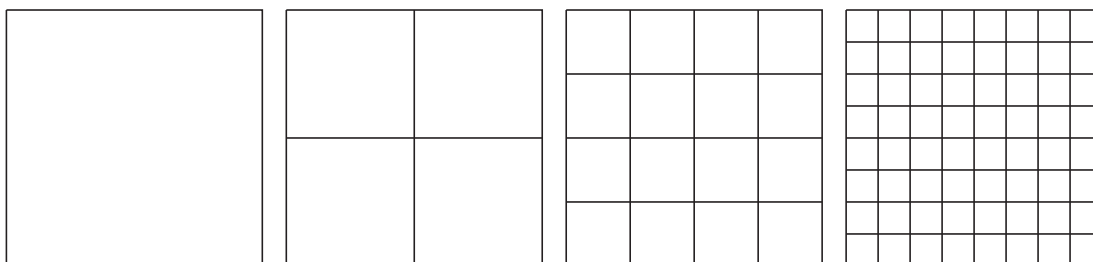


Figura 5.8: Malhas utilizadas para o modelo de carregamento de tração

A Figura 5.9 mostra as curvas Fator de Carga x Deslocamento obtidas a partir das simulações realizadas. Por essa figura é possível notar a grande dependência de malha do modelo quando se utiliza o esquema de interpolação inicialmente proposto, já que o fator de carga máximo tem variação contínua e tendendo ao valor de 1 MPa, correspondente à tensão máxima de tração do material a 1250°C.

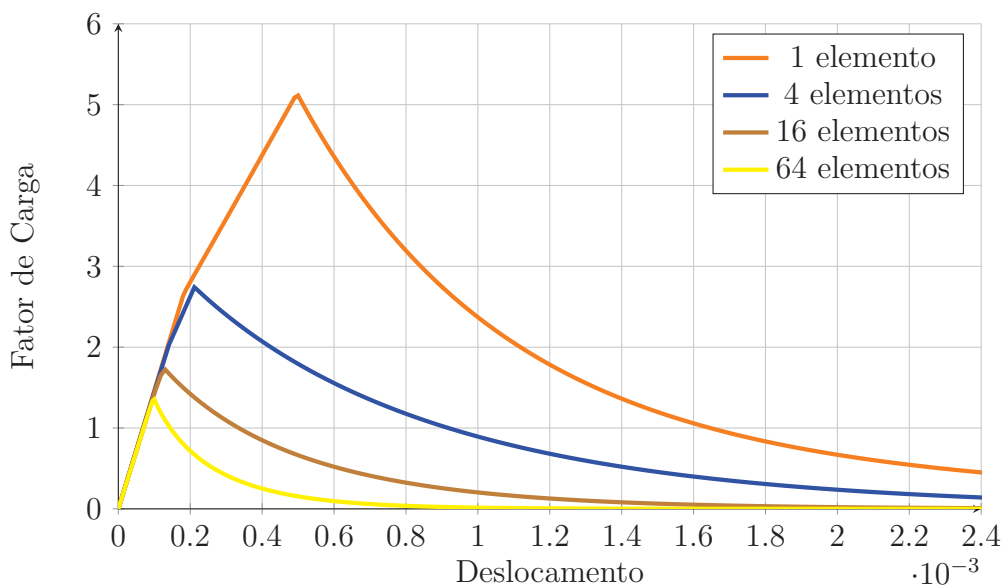


Figura 5.9: Tração com temperatura variável - Refino de malha

Para se adequar à física do problema o ideal seria refinar a malha até que o valor máximo da curva Fator de Carga x Deslocamento de fato se aproximasse ao valor de pico da curva Tensão x Deformação do material a 1250°C, já que essa temperatura está presente no modelo e corresponde à situação onde o material tem menor resistência mecânica. No entanto, esse refino pode gerar dois problemas, sendo o alto custo computacional e a localização de deformações, o último aparecendo frequentemente em simulações envolvendo o modelo de fissuração distribuída.

Para contornar esse problema foi proposta a interpolação da temperatura por faixas, ou seja, materiais em uma mesma faixa de temperaturas são considerados como tendo a mesma lei constitutiva. Além de ser mais eficaz computacionalmente, a hipótese da interpolação por faixas é também mais consistente fisicamente, já que o material não apresenta mudança contínua de suas propriedades a cada pequeno incremento de temperatura realizado. Foram propostos os seguintes esquemas de interpolação:

- Esquema 1:

$$- 1125^{\circ}C \leq T < 1250^{\circ}C \Rightarrow T = 1250^{\circ}C$$

$$- 875^{\circ}C \leq T < 1125^{\circ}C \Rightarrow T = 1000^{\circ}C$$

$$- 625^{\circ}C \leq T < 875^{\circ}C \Rightarrow T = 750^{\circ}C$$

$$- 500^{\circ}C \leq T < 625^{\circ}C \Rightarrow T = 500^{\circ}C$$

- Esquema 2:

$$- 1000^{\circ}C \leq T < 1250^{\circ}C \Rightarrow T = 1250^{\circ}C$$

$$- 750^{\circ}C \leq T < 1000^{\circ}C \Rightarrow T = 1000^{\circ}C$$

$$- 500^{\circ}C \leq T < 750^{\circ}C \Rightarrow T = 750^{\circ}C$$

$$- T < 500^{\circ}C \Rightarrow T = 500^{\circ}C$$

As Figuras 5.10 e 5.11 mostram os resultados obtidos para a tração. Para efeito de comparação, a curva correspondente a um valor de temperatura constante de $1250^{\circ}C$ em todo o modelo também é mostrada. É possível observar que, quando é utilizado um esquema de interpolação em faixas, o pico da curva Fator de Carga x Deslocamento tende ao valor de resistência a tração correspondente à temperatura de $1250^{\circ}C$ mais rapidamente. Além disso, nota-se que quando é utilizado o esquema 1 a curva com 16 elementos ainda não possui fator de carga máximo igual ao da curva de $1250^{\circ}C$, mas ao utilizar o esquema 2 as curvas utilizando 16 e 64 elementos já alcançam esse valor, ficando a diferença entre elas por conta da localização de deformações.

É possível notar que a resposta da estrutura após o valor máximo de carga se diferencia da curva do material a $1250^{\circ}C$, devido ao fato de que algumas regiões do modelo estão a temperaturas que têm leis constitutivas com característica mais frágil, o que se reflete numa maior fragilidade da estrutura como um todo.

As Figuras 5.12 e 5.13 mostram que o mesmo comportamento é observado para o carregamento de compressão.

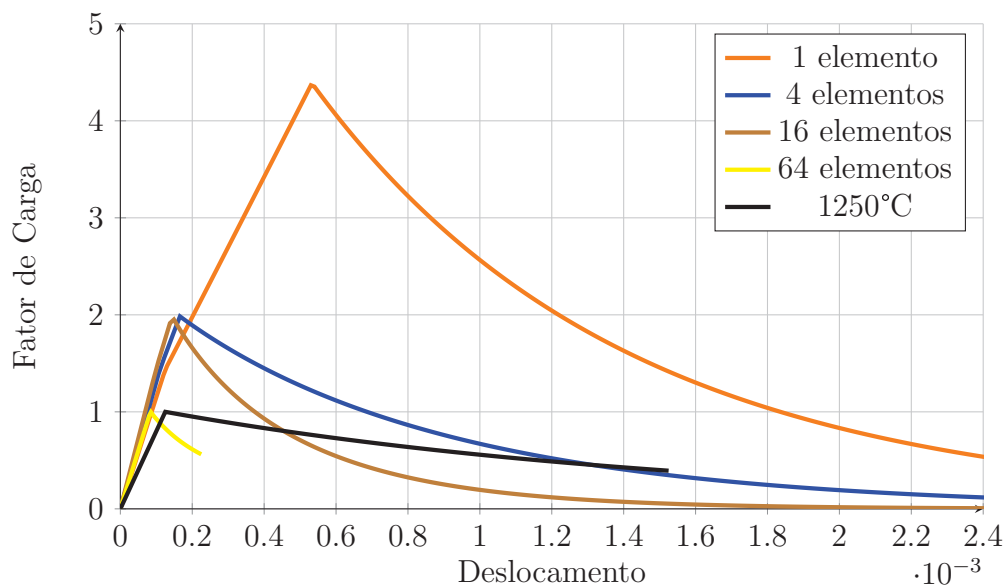


Figura 5.10: Refino de malha com interpolação em faixas - Esquema 1 - Tração

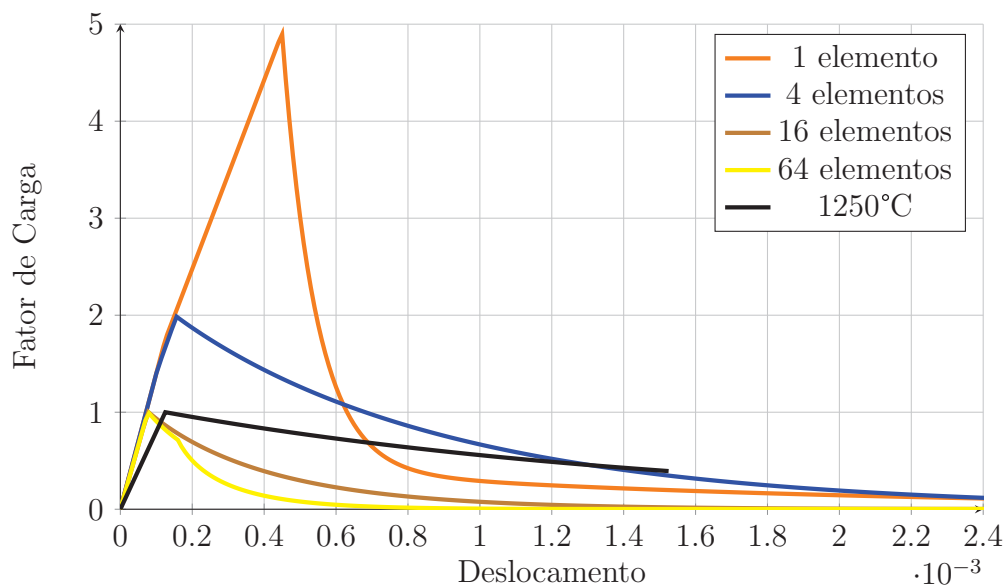


Figura 5.11: Refino de malha com interpolação em faixas - Esquema 2 - Tração

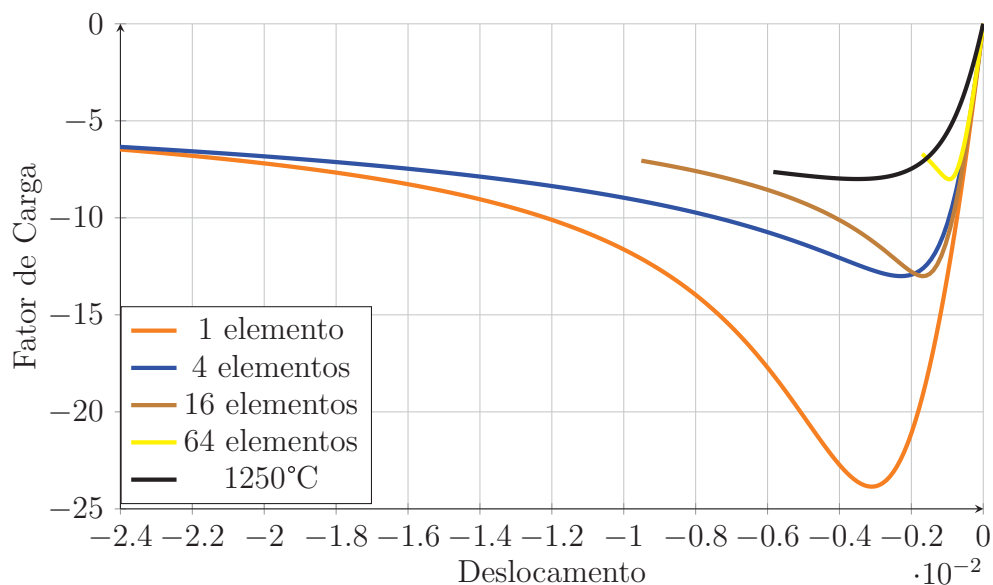


Figura 5.12: Refino de malha com interpolação em faixas - Esquema 1 - Compressão

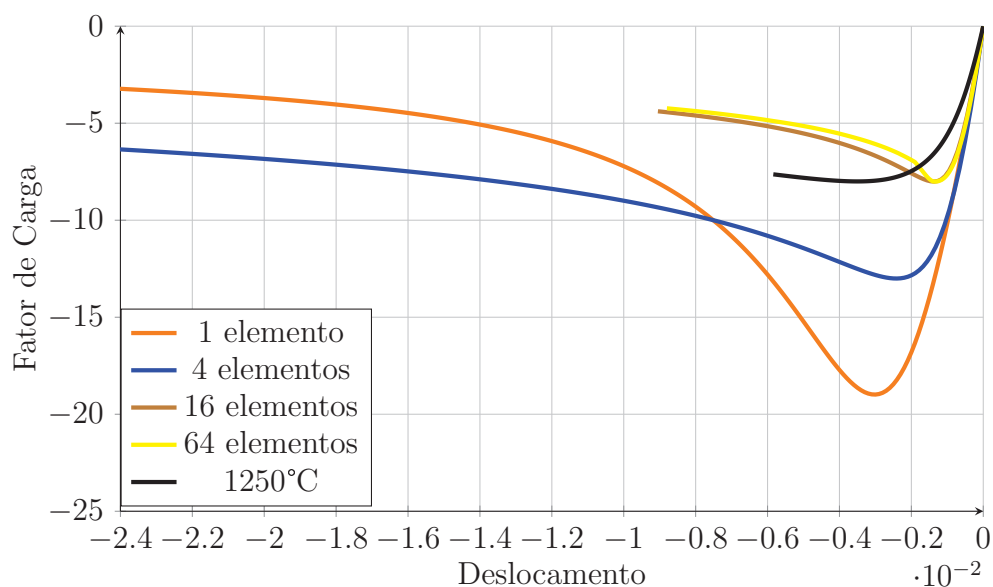


Figura 5.13: Refino de malha com interpolação em faixas - Esquema 2 - Compressão

Para observar o comportamento do modelo quando sujeito a uma solicitação mais complexa, foram realizadas simulações de uma viga em flexão com uma carga unitária concentrada aplicada no meio do vão. Foram testadas três situações de distribuição de temperatura, conforme mostrado na Figura 5.14. A viga simulada possui 1,92m x 0,48m x 36mm.

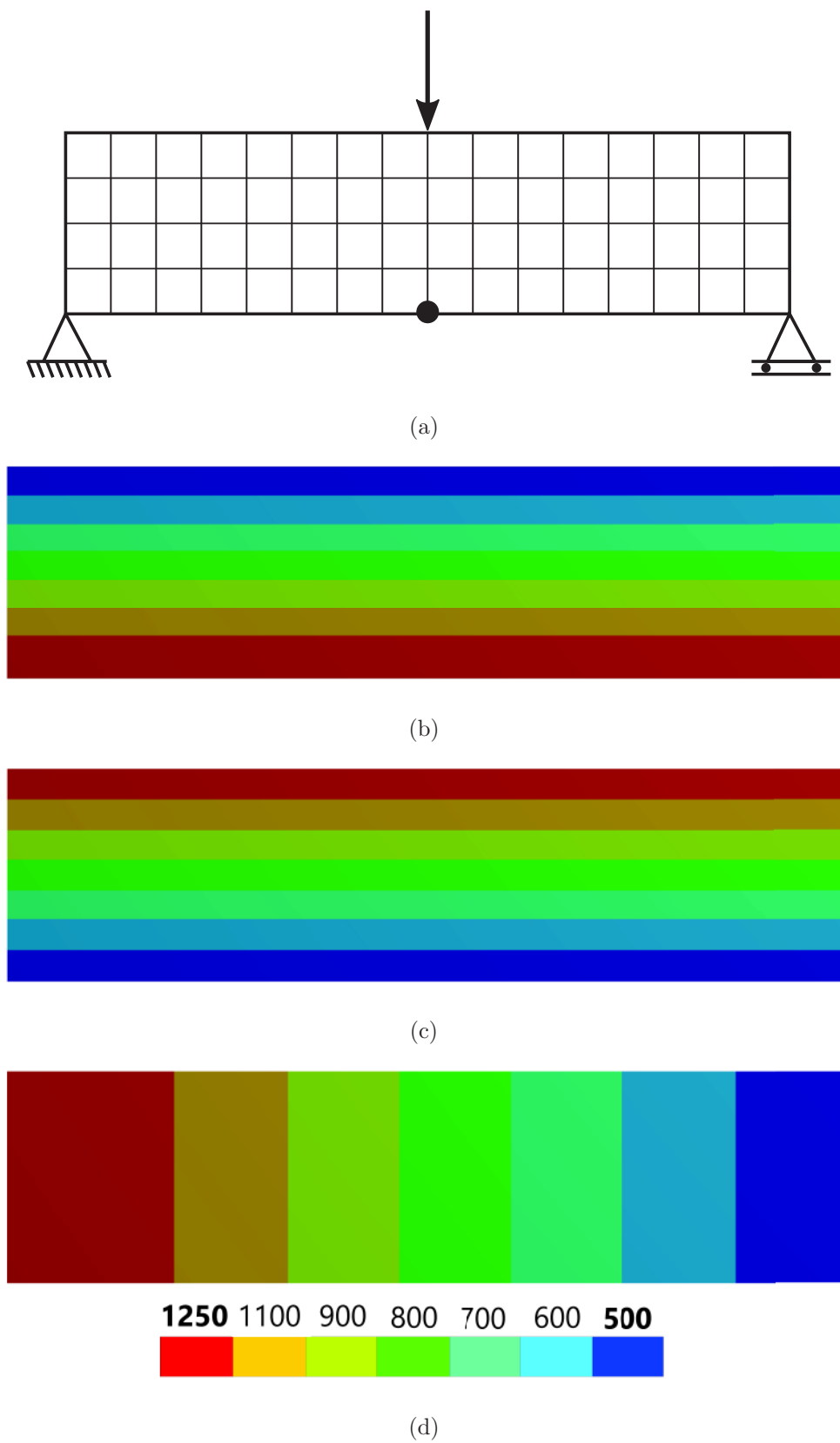


Figura 5.14: Simulações de flexão. (a) Modelo e malha. (b) Gradiente de temperaturas de baixo para cima. (c) Gradiente de temperaturas de cima para baixo. (d) Temperatura distribuída lateralmente.

Para obter a solução foi utilizado um método de controle do deslocamento horizontal do nó localizado na parte central e inferior da viga, indicado na Figura 5.14. Foi utilizado um fator de carga de 5×10^{-6} e tolerância de 1×10^{-4} .

A Figura 5.15 mostra os resultados obtidos com a aplicação do campo de temperaturas na viga em flexão. Além disso, são mostrados resultados para a viga a temperaturas constantes de 500°C e 1250°C .

É possível observar que, a 500°C , a estrutura tem elevada rigidez e apresenta alto fator de carga máximo, no entanto não consegue desenvolver deslocamentos consideráveis devido à sua fragilidade, como mostram os gráficos das leis constitutivas presentes na Figura 5.1. Por outro lado, quando a temperatura é homogênea e igual a 1250°C , o fator de carga máximo não é alto, mas a estrutura consegue sofrer deslocamentos consideráveis mantendo certa resistência residual. Ao se sujeitar a um gradiente de temperaturas, a estrutura sofre influência desses dois comportamentos, ficando sua resposta entre os extremos aqui apresentados.

Quando a temperatura de 1250°C , portanto o material de maior ductilidade, está situada na região de tração, e a de 500°C na região de compressão, caso da Figura 5.14-a, a resposta da estrutura é intermediária aos valores extremos anteriormente citados, ou seja, apresenta fator de carga máximo entre as curvas de 500°C e 1250°C , mas consegue suportar deslocamentos consideráveis devido à sua rigidez residual.

Por outro lado, quando o material mais frágil está situado na região de tração, ou seja, quando essa região apresenta temperatura de 500°C , caso da Figura 5.14-b, a curva aproxima-se mais da curva de 500°C em temperatura constante, também apresentando baixo deslocamento máximo antes de ocorrer a divergência do modelo.

Ao sujeitar a viga a uma distribuição lateral de temperaturas, como na Figura 5.14-c, o fator de carga máximo apresenta uma redução em comparação com os dois anteriores, e o deslocamento máximo é parecido com o obtido utilizando o gradiente mostrado na Figura 5.14-b, porém apresentando deslocamento após o pico de fator de carga.

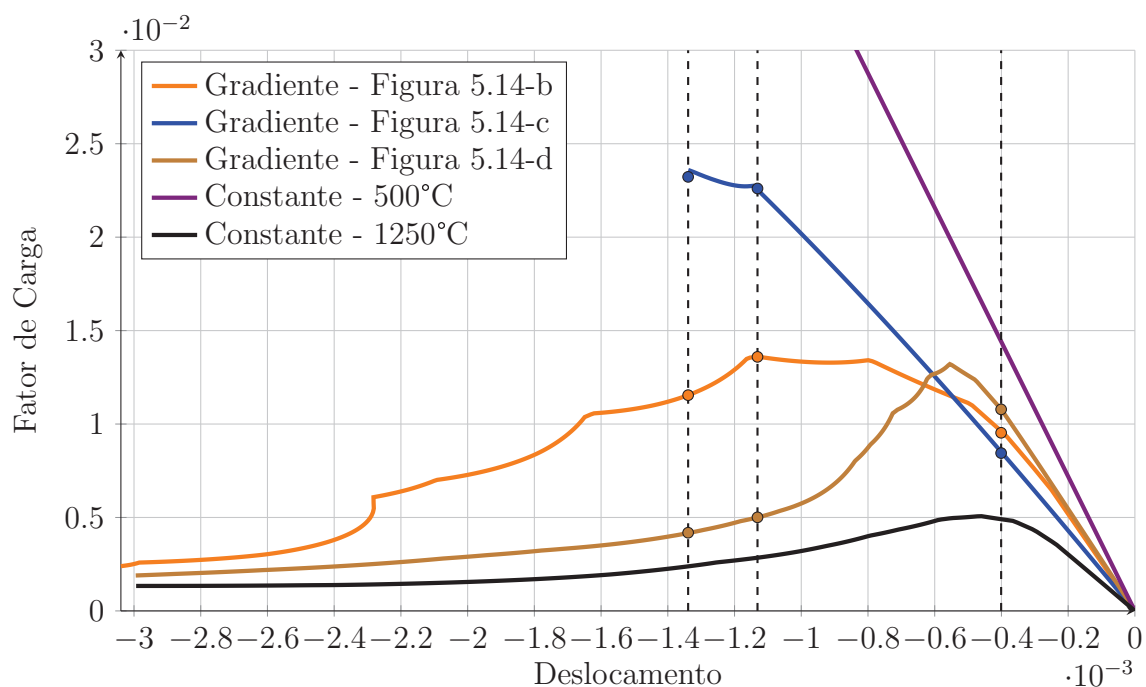


Figura 5.15: Resposta em flexão para diferentes distribuições de temperaturas

Um importante parâmetro que pode ser utilizado como critério de projeto de estruturas refratárias é seu estado de danificação, ou seja, quanto de sua rigidez foi perdida devido ao carregamento. Para o caso de estruturas refratárias, a perda de rigidez do material e o aparecimento de trincas distribuídas pela estrutura contribuem, por exemplo, para o aumento da infiltração de aço líquido em um processo siderúrgico, resultando em aumento da corrosão e da erosão, somadas à perda da capacidade de resistir a carregamentos mecânicos.

A Figura 5.16 mostra a evolução do estado de danificação da viga com o carregamento, nas diferentes distribuições de temperaturas. Os pontos onde foram feitas as avaliações do dano estão destacados na Figura 5.15. Nota-se que no caso onde a distribuição de temperaturas é feita conforme a Figura 5.15-b o centro da viga já apresenta estágio avançado de degradação quando o deslocamento do ponto central é de $-1,13\text{mm}$, podendo este ser considerado um critério para afastamento da estrutura. Quando as temperaturas estão distribuídas conforme a Figura 5.15-c a danificação é consideravelmente menor, no entanto torna-se catastrófica ao atingir

o valor máximo, podendo representar um risco à segurança da operação. Quando a distribuição de temperaturas é lateral o dano concentra-se mais à esquerda do centro da viga, tornando este o principal ponto de atenção durante o projeto.

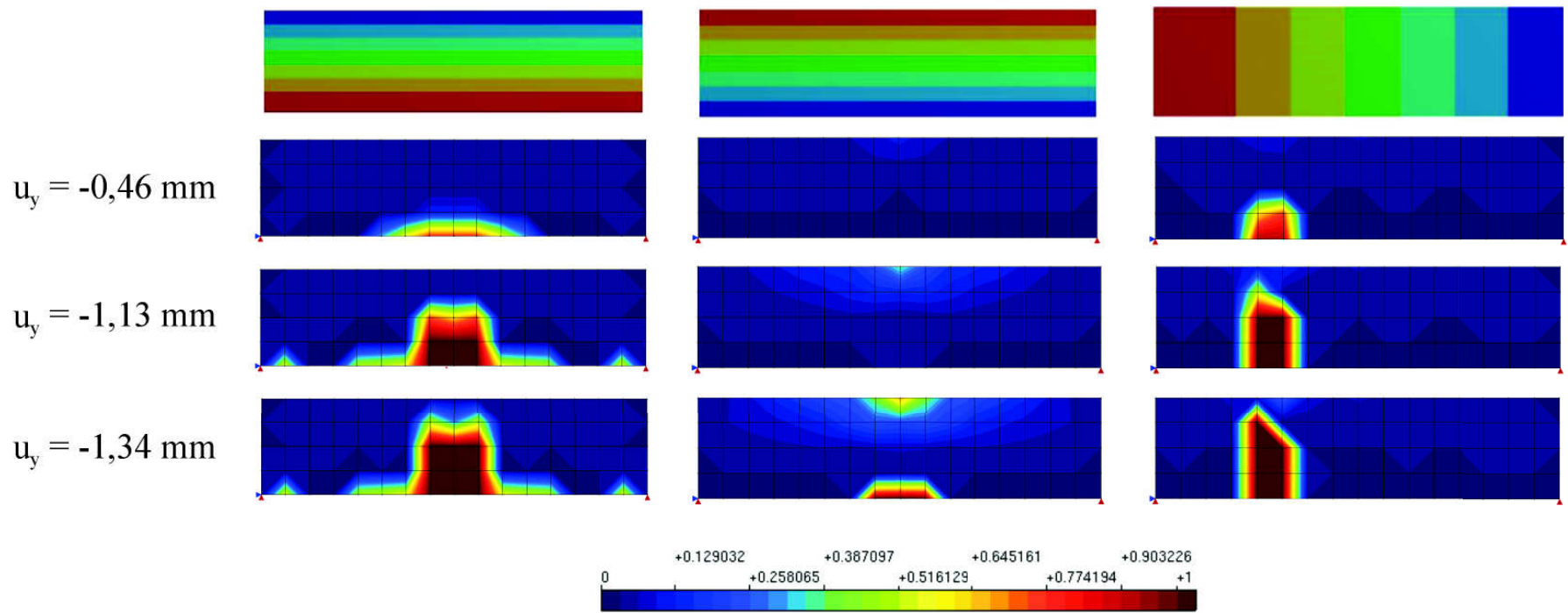


Figura 5.16: Estado de danificação da viga com diferentes valores de deslocamento vertical do nó central, com as distribuições de temperatura mostradas na Figura 5.14

Capítulo 6

MODELAGEM APLICADA A ESTRUTURAS REFRAATÁRIAS: ESTUDO DE CASO

O objetivo desse capítulo é aplicar o modelo de fissuração distribuída considerando a variação das propriedades do material com a temperatura a uma estrutura refratária real, levando em conta os aspectos da modelagem discutidos no Capítulo 5. Para isso, foi escolhida como exemplo uma placa de Mecanismo de Válvula Gaveta, que terá seu funcionamento e exigências de projeto discutidos nas seções seguintes. Para situar o leitor com relação à aplicação desse refratário, inicialmente será feita uma breve descrição do processo produtivo do aço.

6.1 O Processo Produtivo do Aço

O processo de produção de aço consiste, em linhas gerais, na transformação do minério de ferro em produtos sólidos com características requeridas para sua aplicação. A Figura 6.1 mostra de maneira simplificada o fluxo de produção do aço.

Existem, basicamente, duas alternativas para a produção do aço, sendo a aciaria elétrica e a aciaria LD (ou aciaria integrada). No primeiro caso, gusa sólido e sucata de aço são fundidos em um Forno Elétrico a Arco, enquanto no segundo caso o minério de ferro, juntamente com coque e materiais fundentes, é reduzido no Alto-Forno formando o gusa líquido, que posteriormente é transformado em aço no

convertedor LD.

Em seu estado líquido, o aço é então transferido para equipamentos chamados Panela de Aço, onde sofrerá diversos tratamentos químicos como, por exemplo, a adição de ligas. Após ter sua composição química e temperatura adequadas para a obtenção do produto final desejado, é iniciado o processo de lingotamento, podendo esse ser contínuo ou convencional. Por fim, para conferir ao produto o formato desejado, pode ser realizado um processo de laminação a quente ou a frio, entre outros.

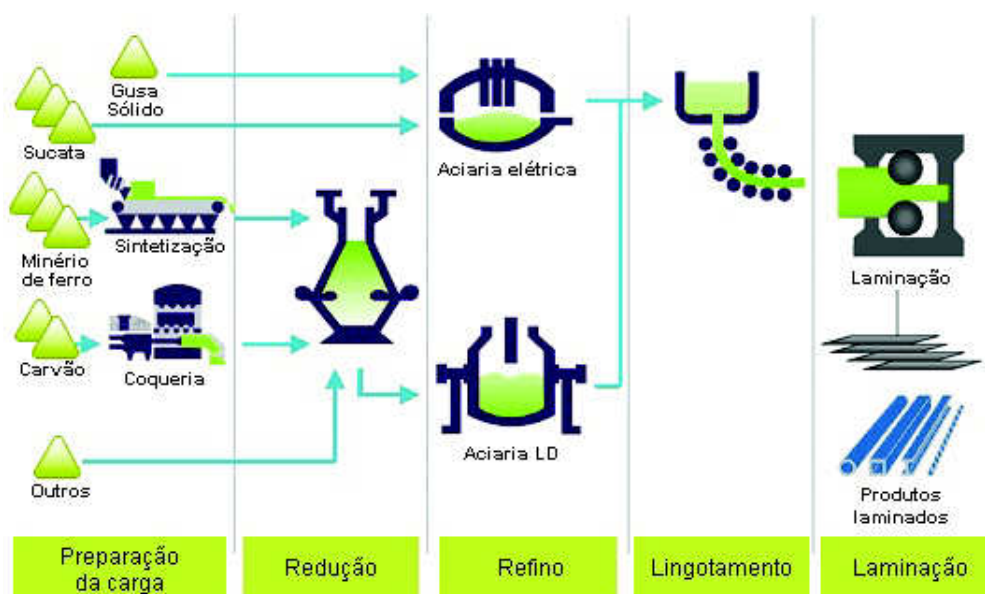


Figura 6.1: Fluxo simplificado da produção do aço. Adaptado de Brasil (2017)

É no lingotamento contínuo que se inserem os Mecanismos de Válvula Gaveta e, conseqüentemente, suas placas refratárias, que serão descritos nas seções seguintes.

6.2 Mecanismo de Válvula Gaveta

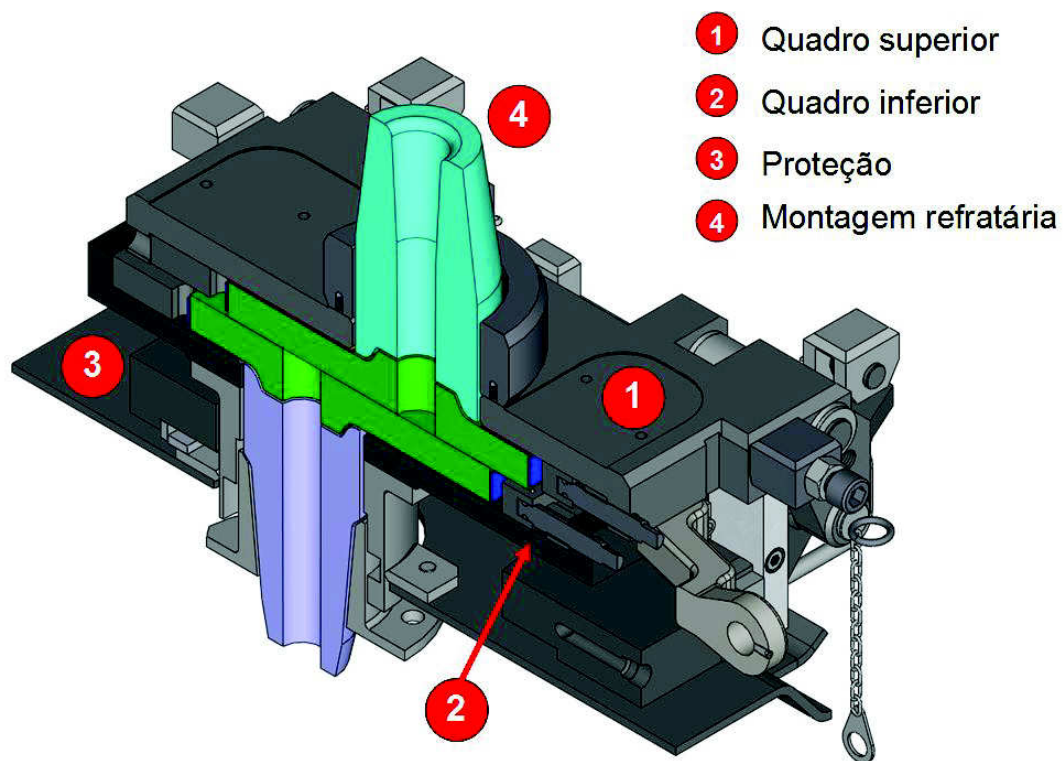
Os Mecanismos de Válvula Gaveta (MVG) são equipamentos projetados para controlar o fluxo de aço entre um vaso metalúrgico e outro, como, por exemplo, entre a Panela de Aço e o Distribuidor, ou entre o Distribuidor e o Molde. Devido às condições extremas em que atuam, sujeitos a altas temperaturas, respingos de aço

líquido e à poeira intrínseca ao ambiente de uma usina siderúrgica, os MVG devem ser robustos e apresentar grande confiabilidade, pois uma falha em sua operação pode causar graves acidentes.

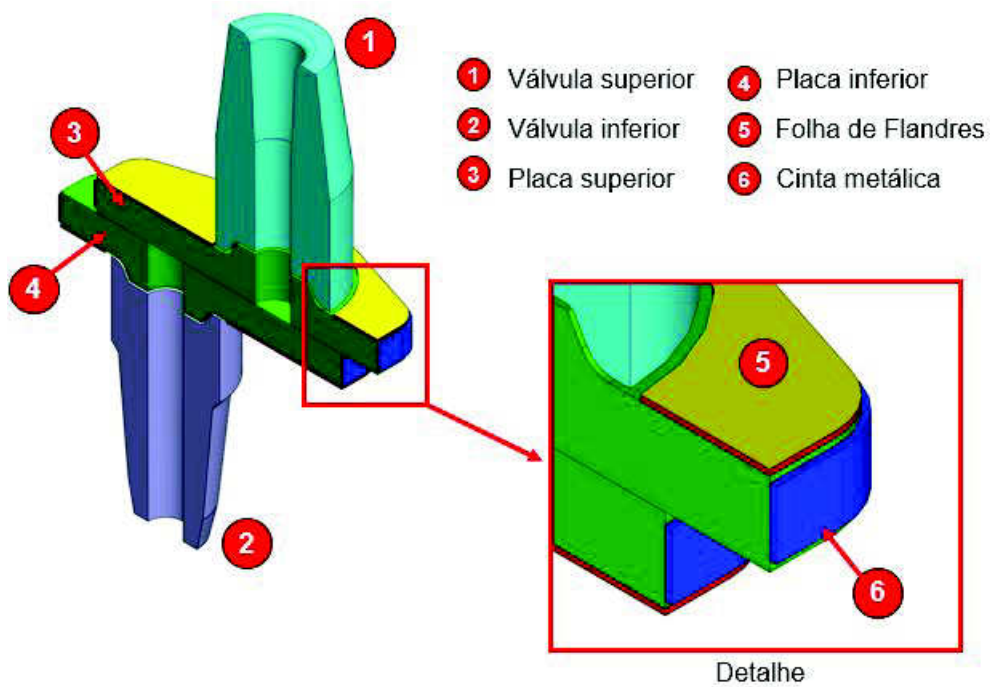
A Figura 6.3-a mostra os componentes básicos de um MVG de Panela de Aço. Nesse exemplo, o equipamento possui dois quadros de aço, sendo um superior que permanece fixo na chapa de base da Panela e um inferior que se movimenta para regular o fluxo. Há também uma proteção feita de chapas de aço contra a radiação térmica vinda do distribuidor e contra os respingos de aço líquido citados acima. As partes de aço do MVG não podem, claro, entrar em contato com o aço líquido em processo, pois caso isso aconteça haverá sua fundição. Assim, dentro dos mecanismos existem peças refratárias, mostradas em mais detalhes na Figura 6.3-b.

A montagem refratária é composta por uma válvula superior, que fica armazenada na parte interna da Panela de Aço, uma válvula inferior, que se desloca juntamente com o quadro inferior e que conduz o aço até a válvula longa, e pelas placas, que são responsáveis por efetivamente regular o fluxo de aço através do alinhamento ou desalinhamento de seus furos. As placas podem possuir ainda, conforme mostrado no detalhe da Figura 6.3-b, um revestimento em sua superfície chamado Folha de Flandres, responsável por absorver possíveis deformações de flexão, e uma cinta metálica, que garante que pedaços da placa não irão se soltar do mecanismo em caso de aparecimento de trincas catastróficas. Para garantir a estanqueidade da operação, molas localizadas nas laterais do mecanismo exercem força para manter as placas pressionadas entre si.

Por se tratarem do objeto de estudo desse capítulo, as placas de Mecanismos de Válvula Gaveta serão discutidas mais detalhadamente na seção seguinte.



(a)



(b)

Figura 6.2: Mecanismo de Válvula Gaveta. (a) Componentes básicos. (b) Montagem refratária

6.3 Placas de Mecanismo de Válvula Gaveta

As placas de um MVG são geralmente fabricadas por um processo de prensagem uniaxial. Podem apresentar diversos formatos, tal como o mostrado no desenho esquemático da Figura 6.3. As placas podem ou não conter um pescoço, que tem a função de melhorar a vedação entre elas e as válvulas inferior e superior.

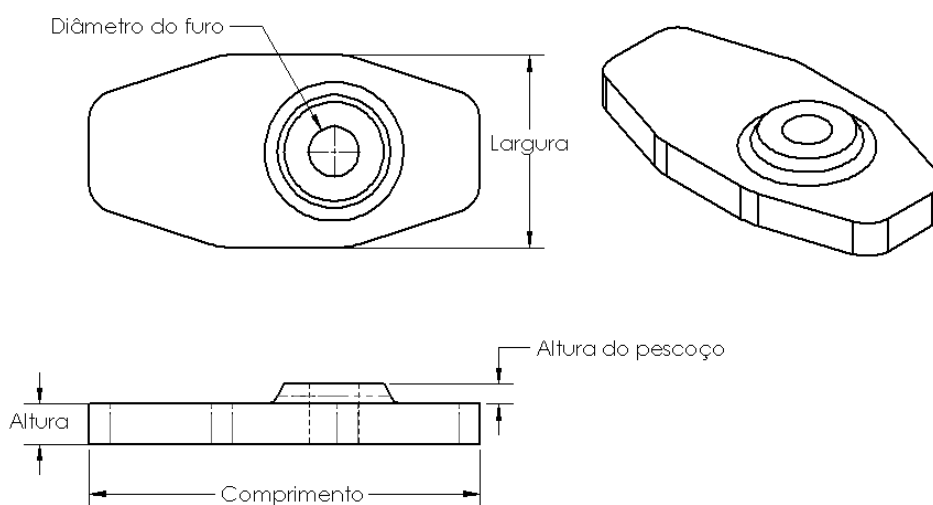


Figura 6.3: Desenho esquemático de uma placa de Mecanismo de Válvula Gaveta

Kononov et al. (2011) fazem um retrospecto sobre a evolução das placas de mecanismos de válvula gaveta para controle de fluxo na indústria siderúrgica russa, que reflete também a realidade em grande parte do mundo. Os autores separam a tecnologia empregada em três momentos, de acordo com as inovações implementadas pelos produtores de placas.

O primeiro momento, entre 1965 e 1980, é marcado pela baixa preocupação com fatores como segurança e continuidade da operação. A placa era afastada da operação com apenas uma corrida, e sua troca levava em média 2 horas, gerando grandes paradas de produção em função do refratário. A estrutura do material utilizado era muito porosa, gerando grande desgaste, e a carcaça metálica do mecanismo em si não era bem desenvolvida para garantir condições de aperto apropriadas.

Entre 1980 e 2001 novos desenvolvimentos foram feitos, e a vida das placas passou

a durar entre 2 e 3 corridas. Passou a ser utilizado um mecanismo mais elaborado, com o aperto entre placas realizado por molas, o que aumentou a precisão e a rapidez das trocas, reduzindo o tempo a 10 - 15 minutos. Os refratários passaram a ser mais puros, e o ligante utilizado passou a conferir melhores características mecânicas para o material. Nessa época houve o início do interesse no design geométrico das placas de acordo com a operação.

Após 2001, uma terceira geração de placas foi introduzida, com vida superior a cinco corridas. Grande preocupação com a segurança operacional e a vida do refratário levou à utilização de materiais ainda mais puros, e em um investimento de tempo e dinheiro na otimização do design da peça. O aparecimento de diversos tipos de trincas nas placas tem sido então objeto de estudo de pesquisadores atuantes na área.

Diversos estudos foram realizados ao longo do tempo para compreender e dimensionar o estado de tensões em placas de mecanismos de válvula gaveta. Kurashina et al. (2003) obtiveram redução de 20 a 40% no dano causado por trincas ao otimizar o formato das placas para permitir uma melhor distribuição da força de aperto, que inicialmente era realizado em dois pontos. Foi proposto então um mecanismo que exercia força em quatro pontos, que apresentou redução considerável do nível de tensões de tração. A Figura 6.4 mostra as condições de aperto e sua evolução.

Lee et al. (2012) estudaram o efeito das tensões térmicas em placas de mecanismos de válvula gaveta. Os autores usaram um modelo tridimensional representando a metade da placa, devido às condições de simetria, para avaliar as temperaturas durante seu aquecimento, e compararam os resultados obtidos com medições em campo. Então, as tensões geradas foram calculadas em diferentes instantes de tempo, e foram detectados mecanismos de falha por tensões de tração e compressão, devido aos altos gradientes térmicos e à posição de aperto das placas. Segundo eles, trincas nas placas podem levar a inclusões no aço, devido à reoxidação que ocorre pela aspiração de ar. Além disso, preocupações com a segurança operacional e com a produtividade

levam à necessidade de minimização das trincas.

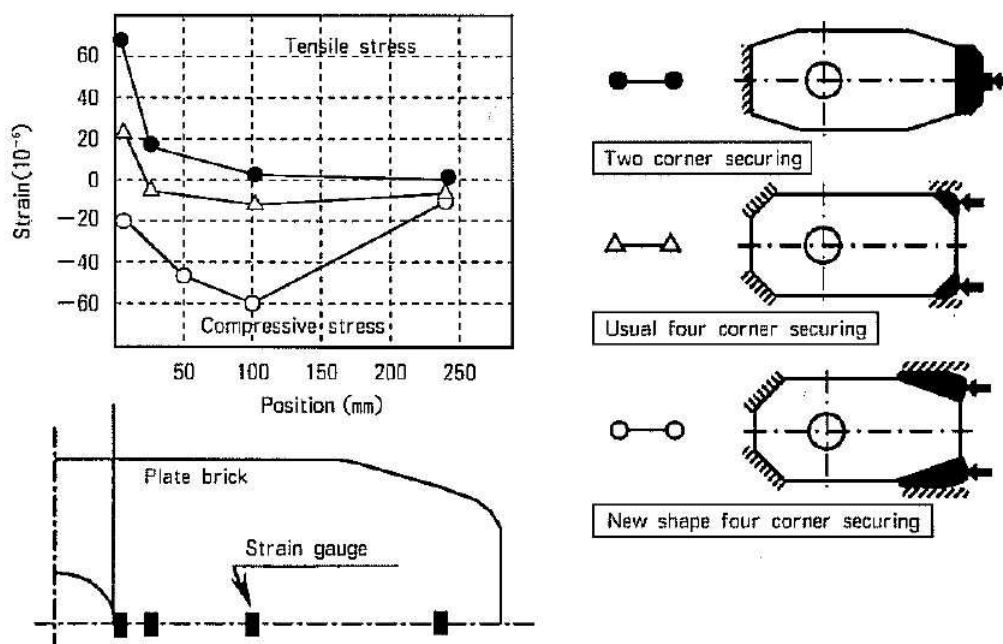


Figura 6.4: Condições de aperto das placas e o correspondente estado de tensões. citep-Kurashina

6.4 Modelagem de uma Placa de Mecanismo de Válvula Gaveta

Para estudar o problema da avaliação de uma placa de Mecanismo de Válvula Gaveta foi utilizado um modelo geométrico relativamente simples, que tem suas dimensões básicas mostradas na Figura 6.5. Como é possível notar, a placa simulada possui faces retas, ao contrário de placas mais modernas que possuem contornos mais suavizados para reduzir os valores de tensão a serem suportados. Devido às condições descritas na Seção 6.2, onde as placas ficam restritas entre os quadros do mecanismo, optou-se por utilizar um modelo em estado plano de deformações. Foi utilizada uma condição de simetria para reduzir o número de graus de liberdade do problema.

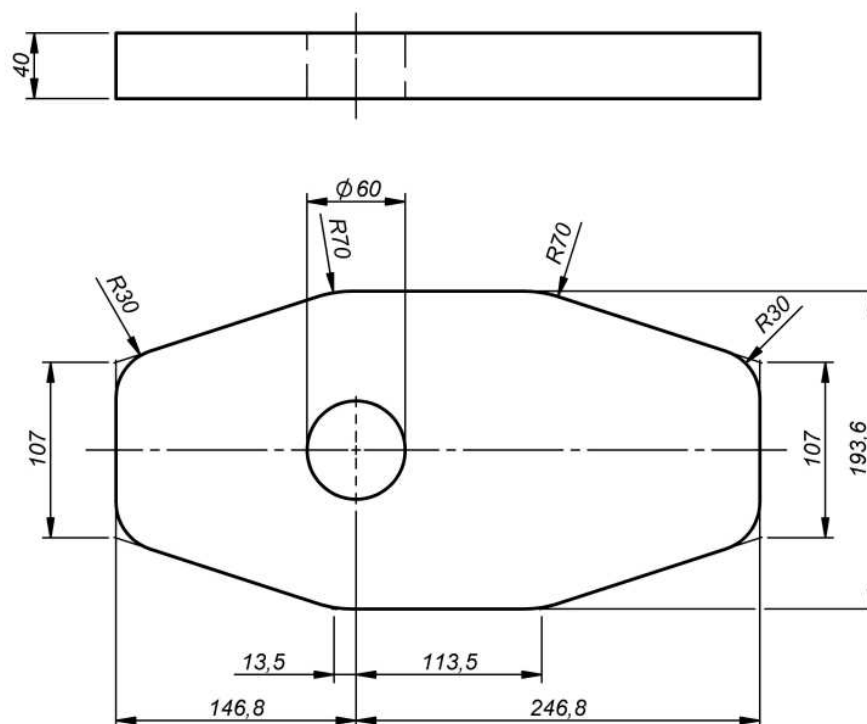


Figura 6.5: Distribuição de temperaturas na placa de MVG

Em todas as simulações foi considerada uma distribuição de temperaturas conforme mostrado na Figura 6.6, calculada através do software Ansys Mechanical, onde a região interna do furo, em contato com o aço, foi considerado a 1600°C e a região externa foi considerada a 750°C . Essa situação condiz com uma situação real de operação de uma placa de MVG, além de ser ideal para ilustrar o problema da modelagem de corpos que apresentam significativos gradientes de temperaturas.

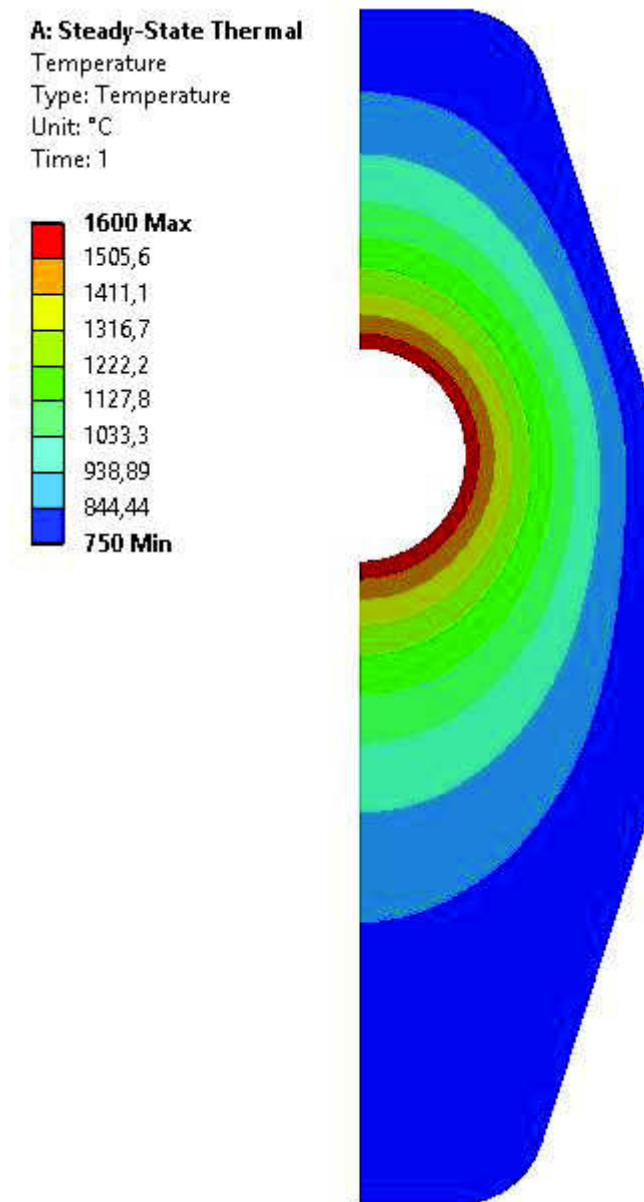
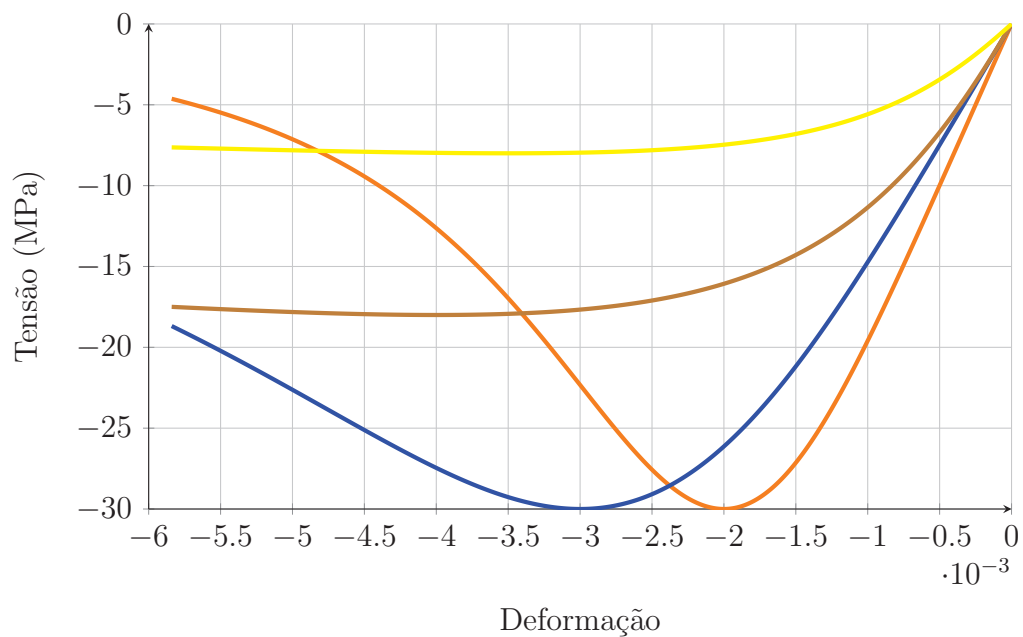


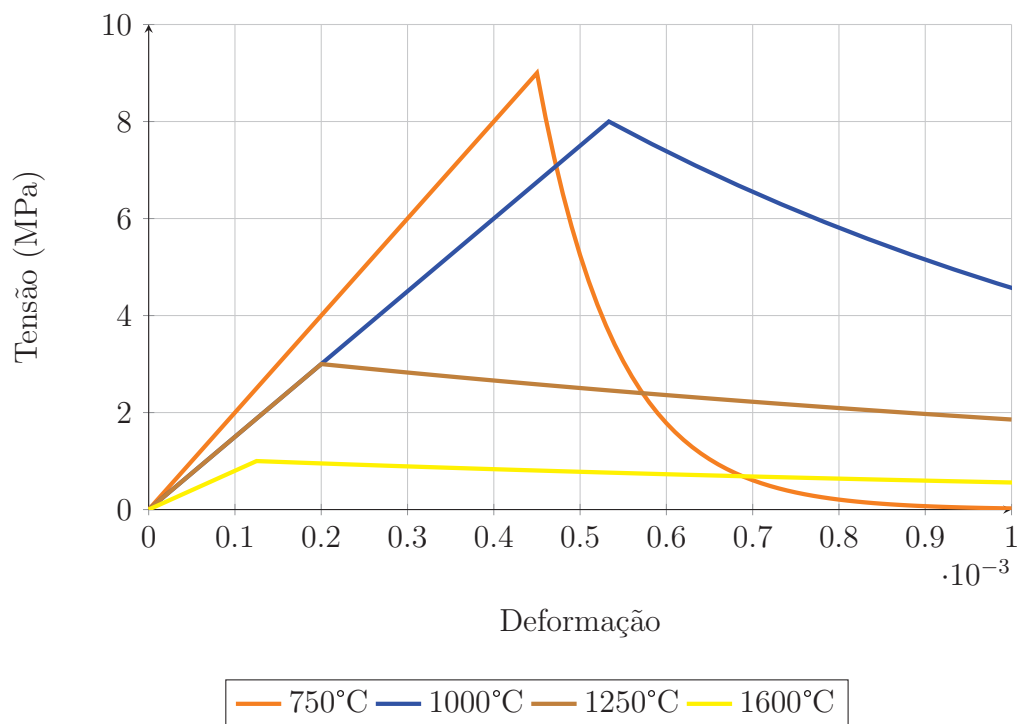
Figura 6.6: Distribuição de temperaturas na placa de MVG

Devido às dificuldades de obtenção de propriedades de materiais em tração, já descritas nesse trabalho, e também à confidencialidade envolvendo parâmetros de materiais reais, novamente foi utilizado um material fictício para a realização dos estudos. Para tal, consideraram-se as mesmas curvas de material utilizadas no Capítulo 5, porém em uma faixa de temperaturas mais alta para se adequar às condições de contorno do problema. As curvas de material utilizadas são mostradas na Figura

6.7.



(a)



(b)

Figura 6.7: Leis tensão-deformação para o material utilizado

A malha utilizada para todas as simulações é apresentada na Figura 6.8. Foram

utilizados 632 nós e 567 elementos, sendo esses majoritariamente elementos quadrangulares de 4 nós e 4 pontos de integração, havendo a presença de alguns poucos elementos triangulares de 3 nós e 1 ponto de integração para compor a geometria. A Figura 6.8 também destaca nós que serão posteriormente utilizados nas análises realizadas.

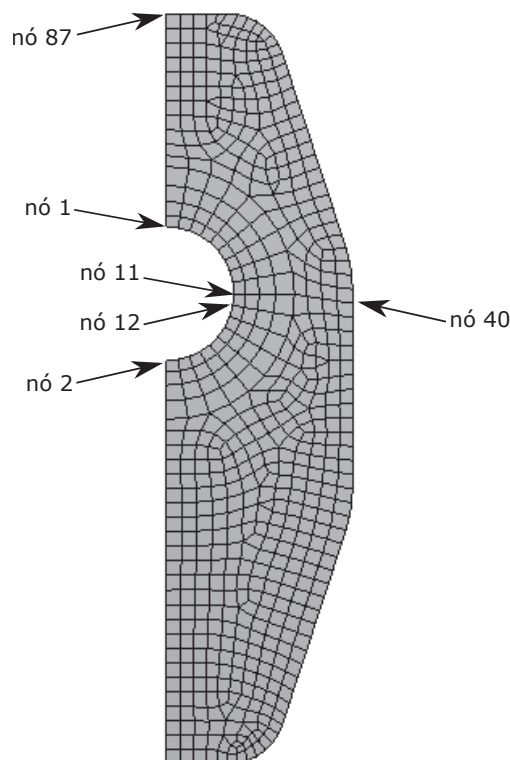


Figura 6.8: Malha utilizada nas simulações

A seguir, as análises realizadas no modelo são apresentada.

6.4.1 Variação da posição de aperto lateral das placas

Uma situação comum na operação de Mecanismos de Válvula Gaveta é a realização de apertos laterais nas placas para manter sua estabilidade caso apareçam trincas, ou seja, para que a placa não saia do mecanismo mesmo se sofrer um dano intenso. No entanto, o aperto aplicado pode ser excessivo, principalmente considerando-se que a placa irá aquecer e sofrer as tensões térmicas naturais de sua

operação. Além disso, a posição do aperto pode variar conforme a geometria da placa.

Para ilustrar esse problema, duas situações de aperto foram consideradas para a placa estudada, sendo um aperto na face lateral, que será chamado de carga reta, e um aperto nas faces inclinadas, que será chamado de carga inclinada, conforme mostra a Figura 6.9. Para isso, aplicou-se uma carga unitária em ambas as situações, considerando as propriedades dos materiais variando com a temperatura, no entanto sem considerar a expansão térmica do refratário.

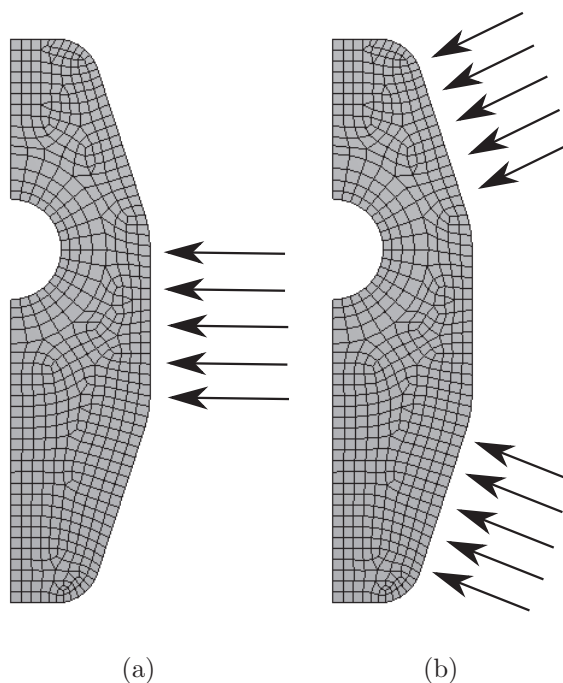
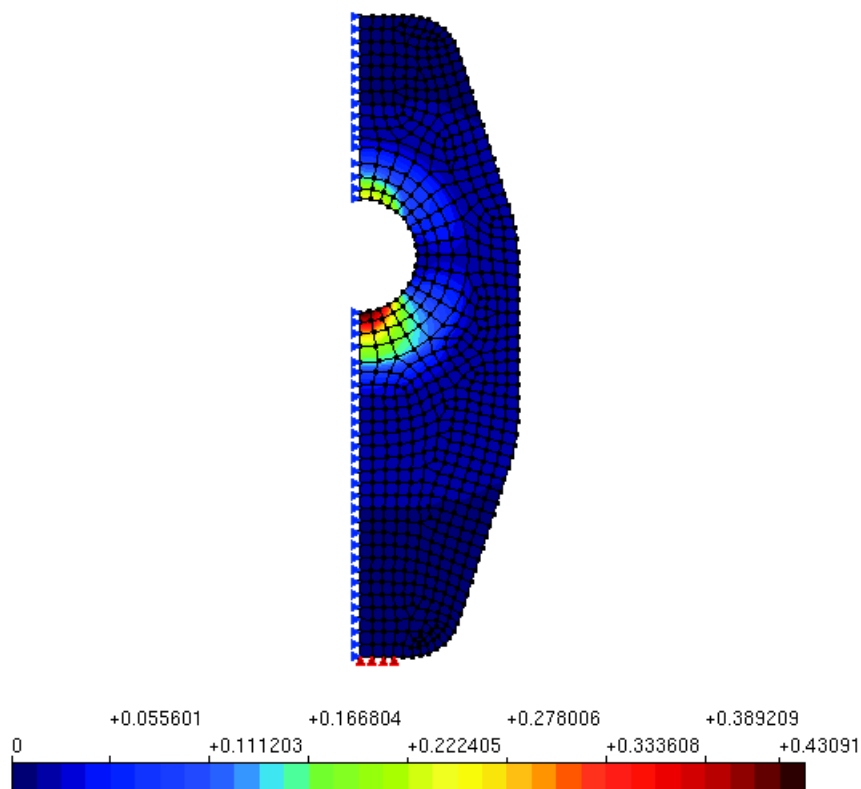
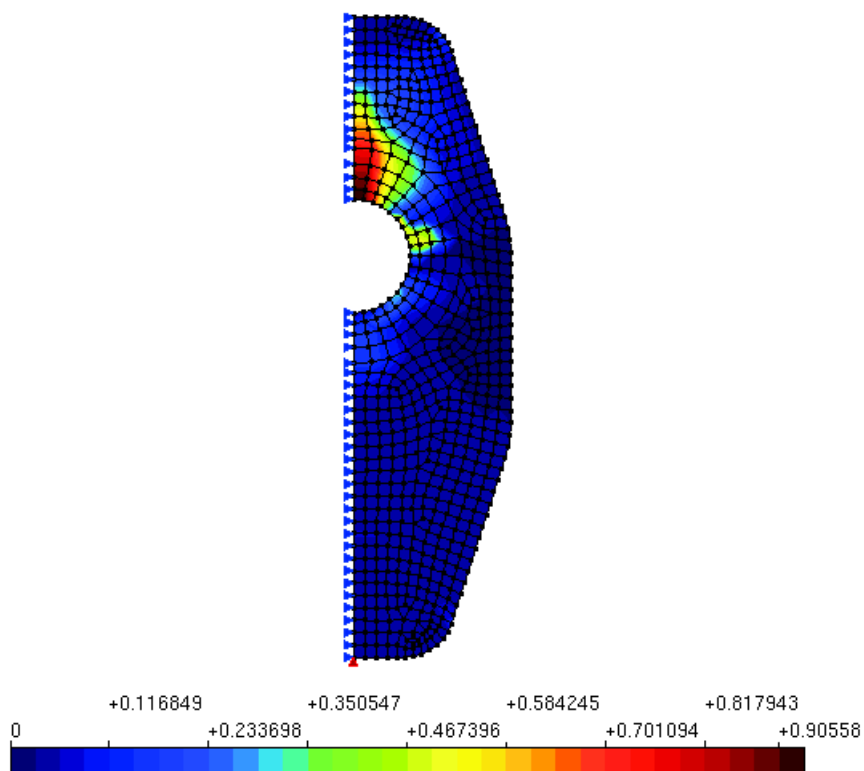


Figura 6.9: Carregamentos aplicados à placa de MVG. (a) Carga reta. (b) Carga inclinada

A Figura 6.10 mostra o dano na placa na direção principal 1, coincidente com uma direção de abertura de trincas, para a aplicação da carga reta e inclinada. Como é possível observar, no caso do carregamento reto o dano é maior na parte inferior do furo (nó 2) e no caso do carregamento inclinado o dano é maior na parte superior do furo (nó 1).



(a)



(b)

Figura 6.10: Dano na direção 1. (a) Carregamento reto (b) Carregamento inclinado

Para analisar a evolução do dano na direção 1, a Figura 6.11 mostra a relação dessa variável com o fator de carga, para ambas as situações em seus respectivos nós onde o valor máximo ocorre. É possível notar que, no caso da carga aplicada de forma reta, o dano aumenta mais rapidamente que no caso da carga inclinada, apesar de seu valor máximo ser inferior devido à simulação ter alcançado menor fator de carga. Assim, espera-se que o surgimento e propagação de trincas seja superior no caso do carregamento reto.

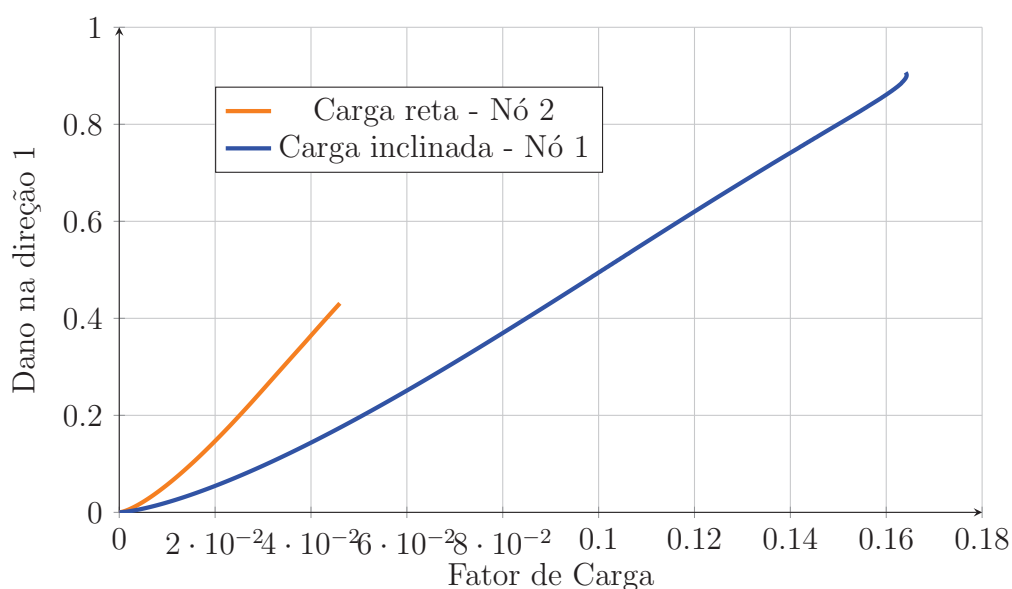


Figura 6.11: Dano na direção 1 x Fator de Carga - Comparação entre aplicação de carga reta e inclinada

Em ambas as situações simuladas existe também um estado de danificação mais avançado na direção 2, na região próxima ao furo tendendo à lateral mais próxima da placa. Esse tipo de dano é particularmente indesejado em placas de MVG, já que uma trinca nessa região percorre um caminho mais curto até causar uma ligação direta entre o aço sendo lingotado e o ar ambiente, o que pode causar queda na qualidade do produto final e, principalmente, acidentes graves.

A Figura 6.12 mostra que há diferenças nos valores de danificação máxima apresentados em cada situação conforme é variado o fator de carga obtido. Em ambos

os casos foi tomado como referência o nós 12, indicado na Figura 6.8, pois ele corresponde a uma região próxima ao centro do furo e é onde ocorre danificação mais acentuada. Essa região corresponde ao local esperado para o início do dano, já que está mais aquecida, o que faz com que o material tenha menor resistência, apesar de maior ductilidade. Enquanto o dano cresce rapidamente quando a força é aplicada na lateral reta, quando o aperto inclinado é aplicado o valor é significativamente menor. Além disso, o fator de carga máximo obtido com a carga reta é de 0,046, enquanto que com a carga inclinada, mesmo sendo aplicada uma unidade de carga em cada uma das duas faces, o fator chega a 0,164.

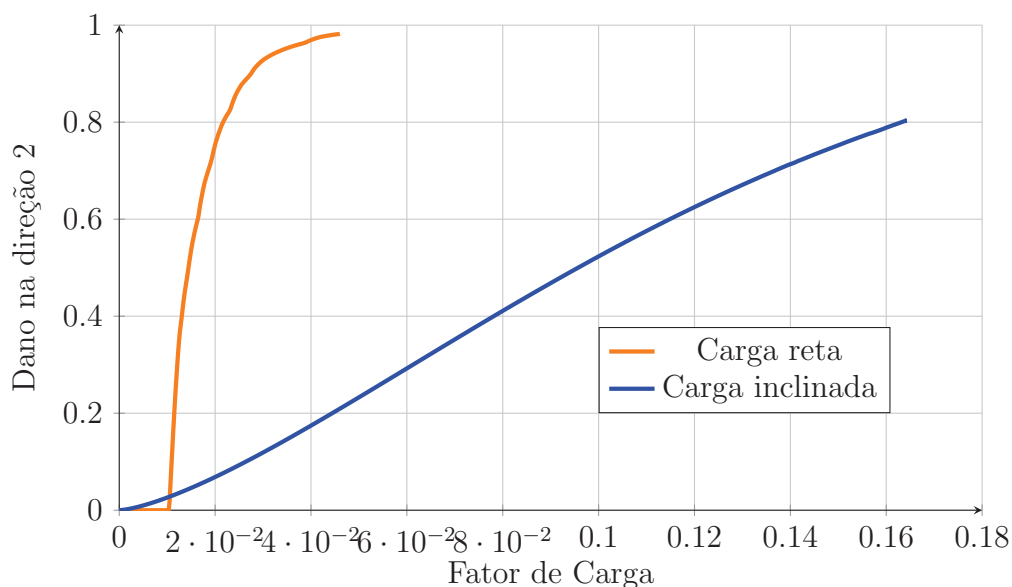
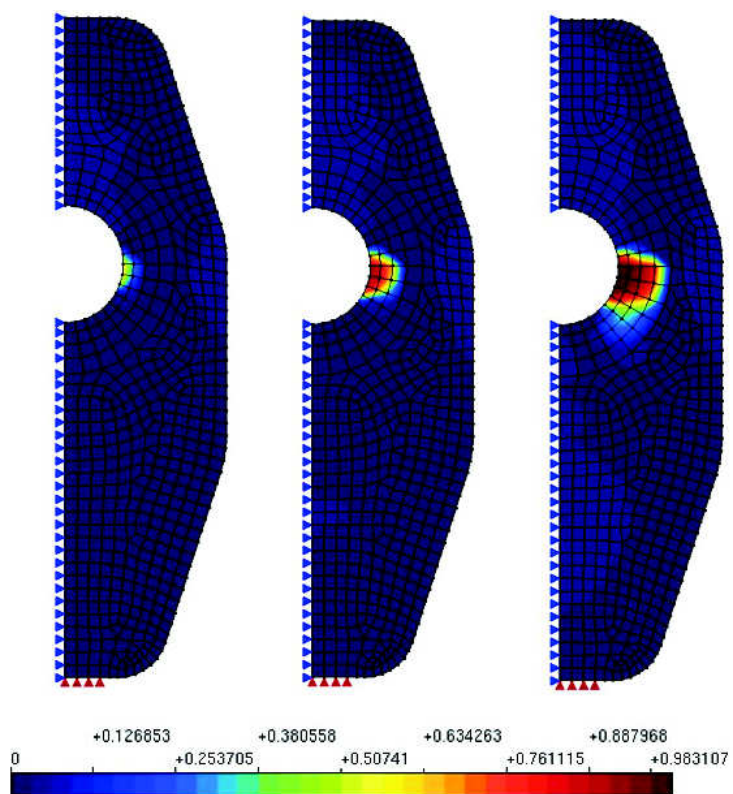
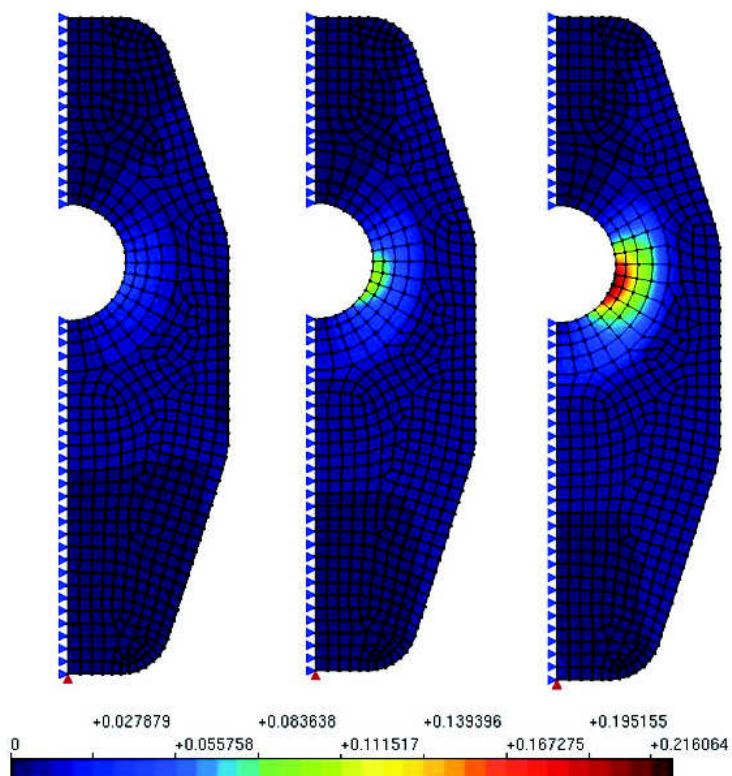


Figura 6.12: Dano na direção 2 x Fator de Carga - Comparação entre aplicação de carga reta e inclinada

Para ilustrar melhor os resultados obtidos, a Figura 6.13 mostra o estado de danificação na direção 2 em diferentes momentos do carregamento, onde o fator de carga é, respectivamente, 0,0156, 0,0273 e 0,046 para ambos os casos. Além disso, a Figura 6.14 mostra o estado final do dano na direção 2 para o caso do carregamento inclinado.



(a)



(b)

Figura 6.13: Dano na direção 2. (a) Carga reta (b) Carga inclinada.

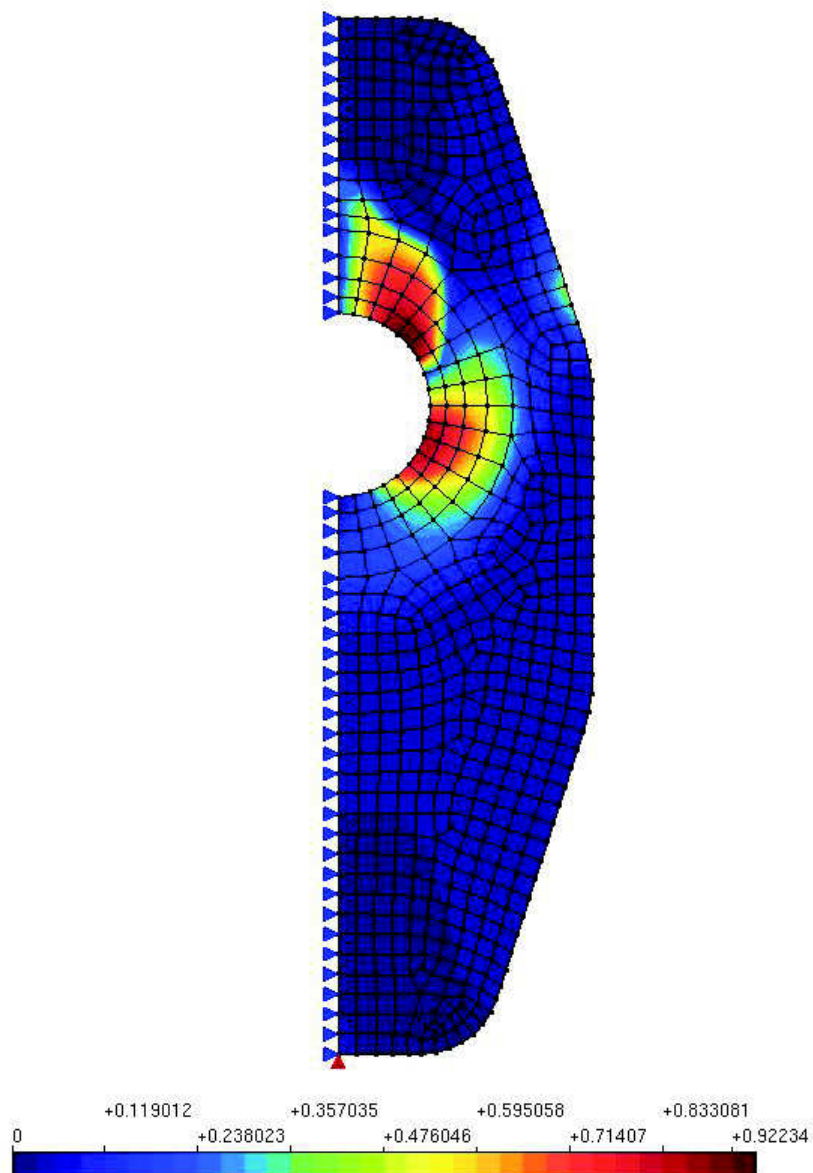


Figura 6.14: Estado final do dano na direção 2 para o caso do carregamento inclinado

A Figura 6.15 mostra as configurações deformadas em ambos os casos, com aumento de 100 vezes nos deslocamentos para melhor visualização.

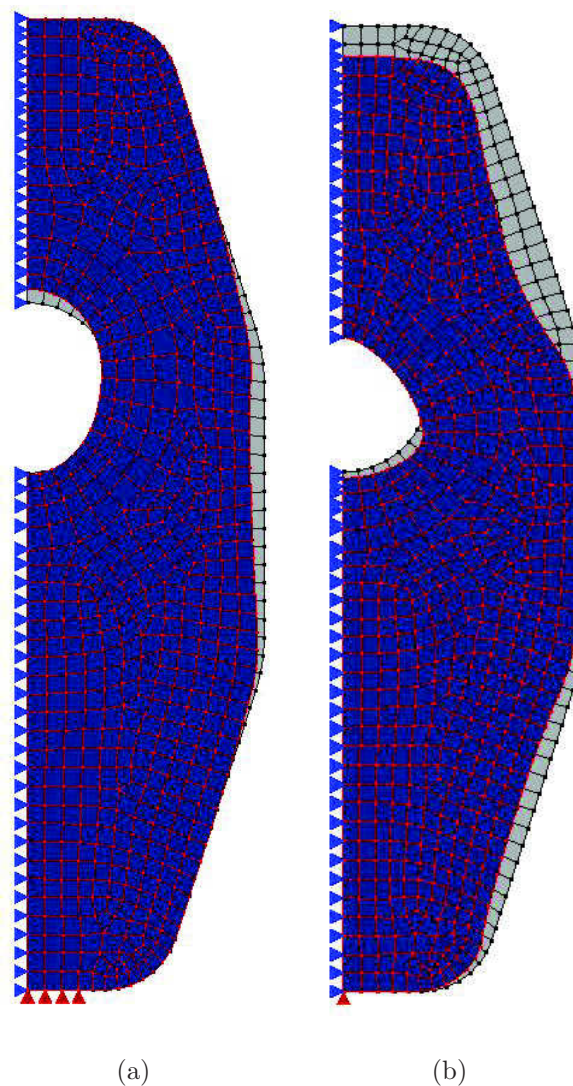


Figura 6.15: Configuração deformada com aumento de 100 vezes nos deslocamentos (a) Carga reta (b) Carga inclinada.

No caso apresentado conclue-se que a melhor opção de aperto acontece quando a carga está inclinada, já que o fator de carga é maior nessa situação e os danos nas direções 1 e 2 são menores quando comparados à situação com carga reta. Além disso, com esse tipo de análise é possível determinar também qual é o ângulo ideal de aperto da placa para mantê-la estável durante a operação sem causar danificação de sua estrutura, variável que depende diretamente da geometria da placa.

6.4.2 Aplicação do carregamento devido à expansão térmica

O segundo caso estudado diz respeito a um carregamento de expansão térmica aplicado na válvula, considerando a distribuição de temperaturas mostrada na Figura 6.6. No momento da realização desse trabalho o software INSANE não possuía o recurso de consideração do carregamento térmico nos cálculos estruturais, por isso as cargas nodais equivalentes foram obtidas através do software Ansys Mechanical e informadas no arquivo de entrada das simulações. A placa foi restrita nas direções x e y nas laterais inclinadas, conforme mostrado na Figura 6.16, para simular o efeito de batentes mecânicos ou forças de aperto aplicadas previamente.

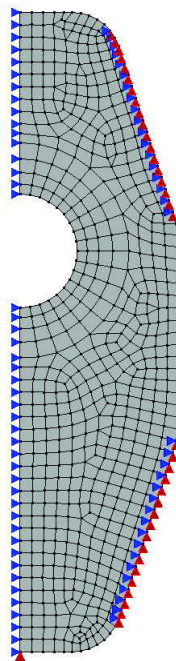


Figura 6.16: Restrições aplicadas ao caso com carregamento térmico

A Figura 6.17 mostra a variação do deslocamento do nó 11 na direção x com relação ao fator de carga obtido. Como é possível observar, inicialmente o deslocamento é positivo e a placa está em carregamento, até que em determinado momento há um acentuado snap-back continuando-se o carregamento, chegando a inverter o sentido do deslocamento. Quando o fator de carga atinge um valor de $3,88e-5$ é iniciado o descarregamento, e esse comportamento se prolonga até que o fator de

carga fique negativo e atinja seu valor mínimo de $-3,81e-5$ antes do modelo divergir. Para ilustrar esse complexo comportamento, as Figuras 6.18 e 6.19 mostram, respectivamente, as tensões principais na direção 1 e a configuração deformada da placa com aumento de 1000 vezes nos deslocamentos.

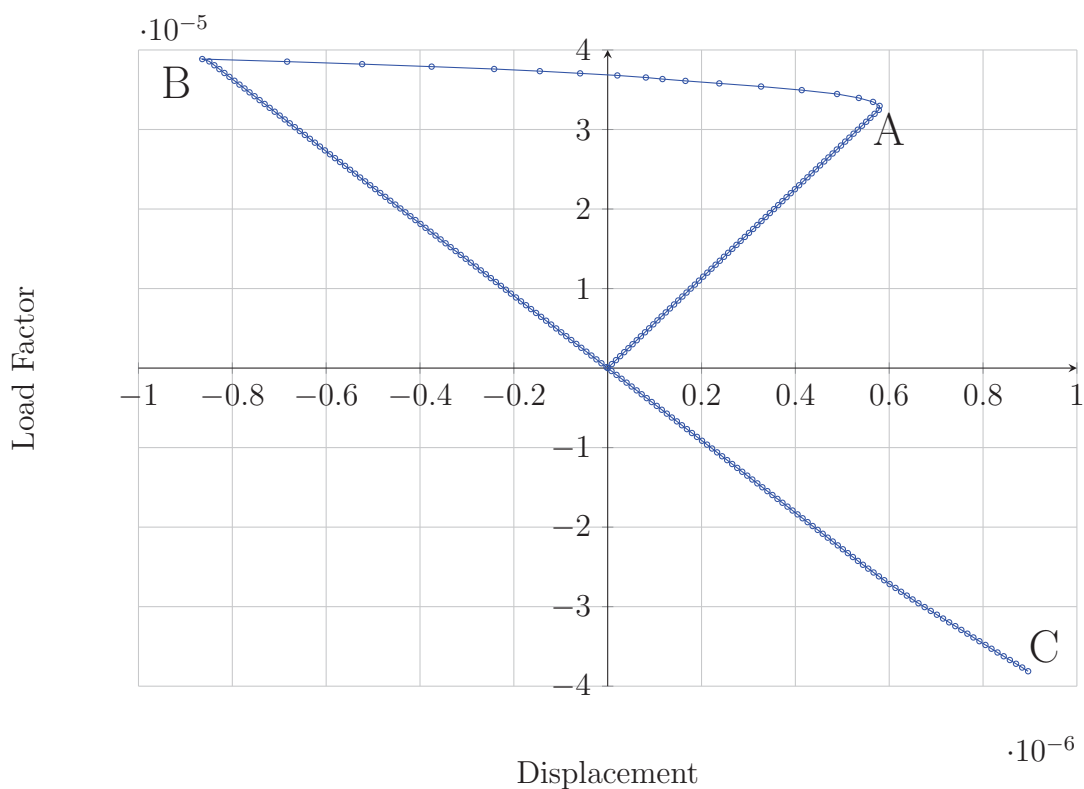


Figura 6.17: Load Factor x Displacement - node 11

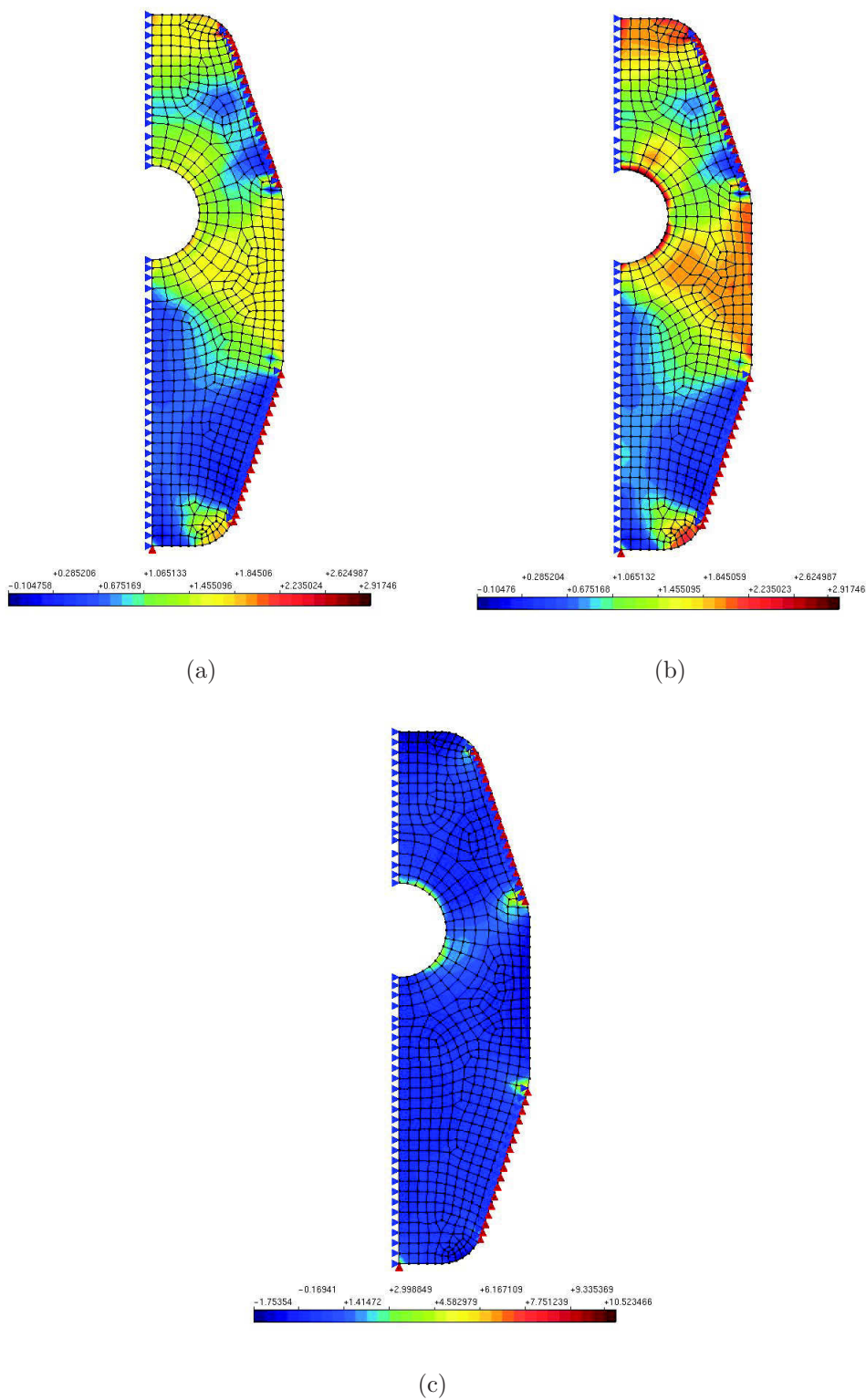


Figura 6.18: Tensões principais na direção 1 para o caso com carregamento térmico. (a) Ponto A da Figura 6.17. (b) Ponto B. (c) Ponto C

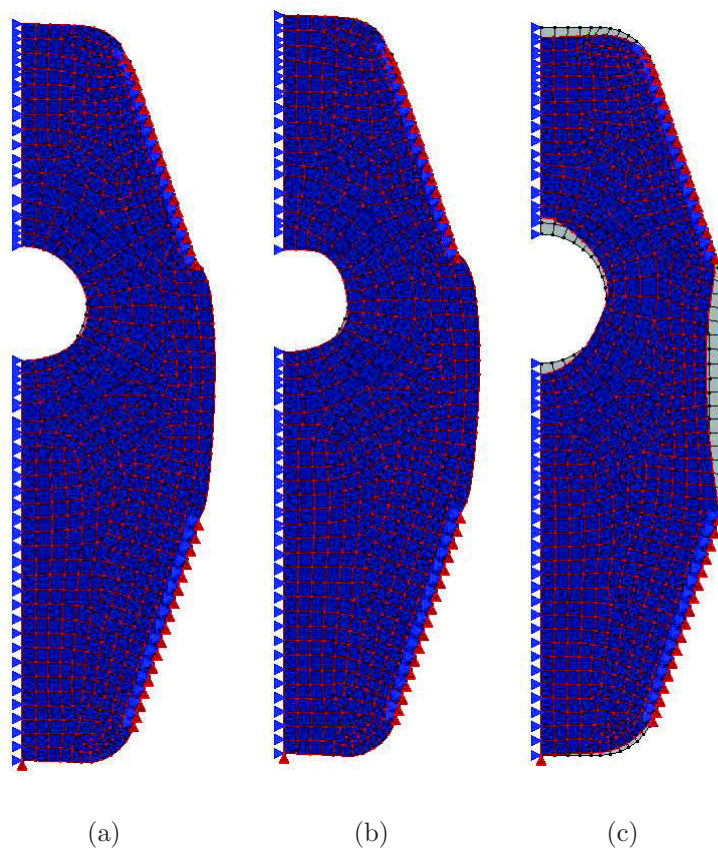


Figura 6.19: Configurações deformadas para o caso com carregamento térmico.

A Figura 6.20 mostra através da curva Fator de Carga x Deslocamento na direção x que, para o nó 40, localizado na face fria da placa, o material trabalhou somente no regime elástico, já que a resistência do material a 750°C é alta quando comparada às demais temperaturas. O mesmo acontece para o nó 87, localizado na extremidade superior da placa, conforme mostrado pela curva Fator de Carga x Deslocamento em y da Figura 6.20.

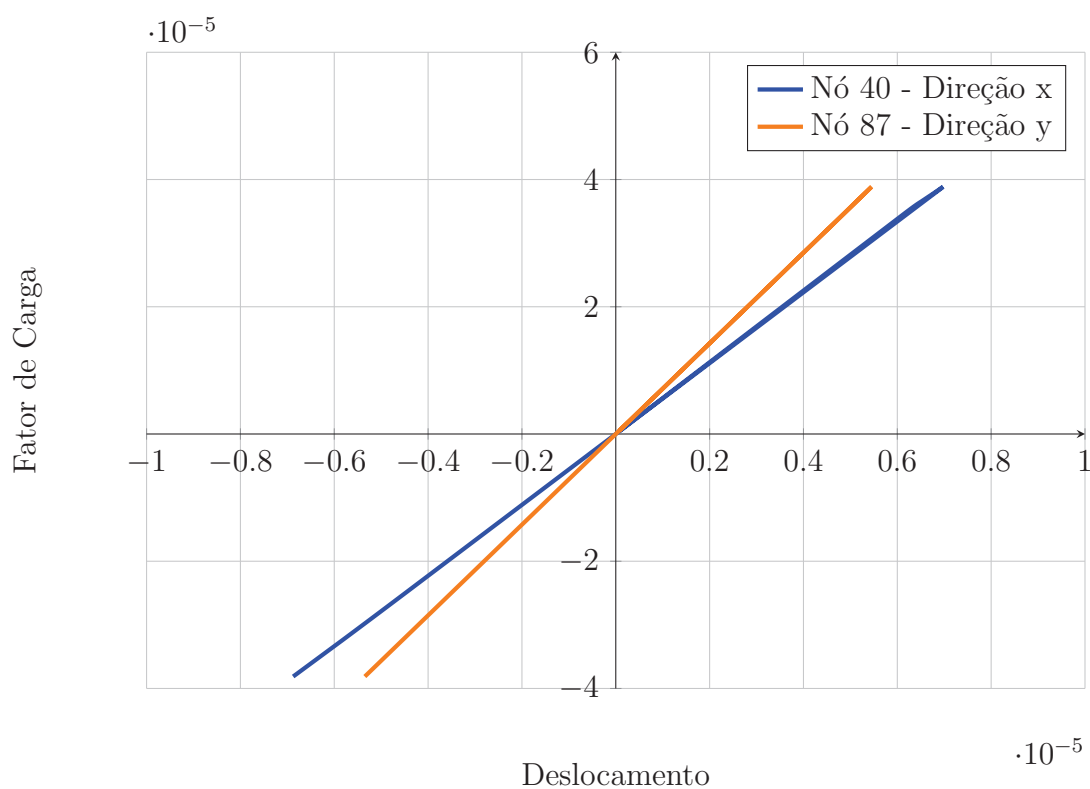


Figura 6.20: Curva Fator de Carga x Deslocamento para os nós 40 e 87

A Figura 6.21 mostra o gráfico Tensão x Deformação para o ponto de integração mais próximo ao nó 11. Como é possível observar, a curva do material é bem representada e demonstra que o ponto entra em regime inelástico com posterior descarregamento, chegando à inversão de carga sem atingir o pico de compressão.

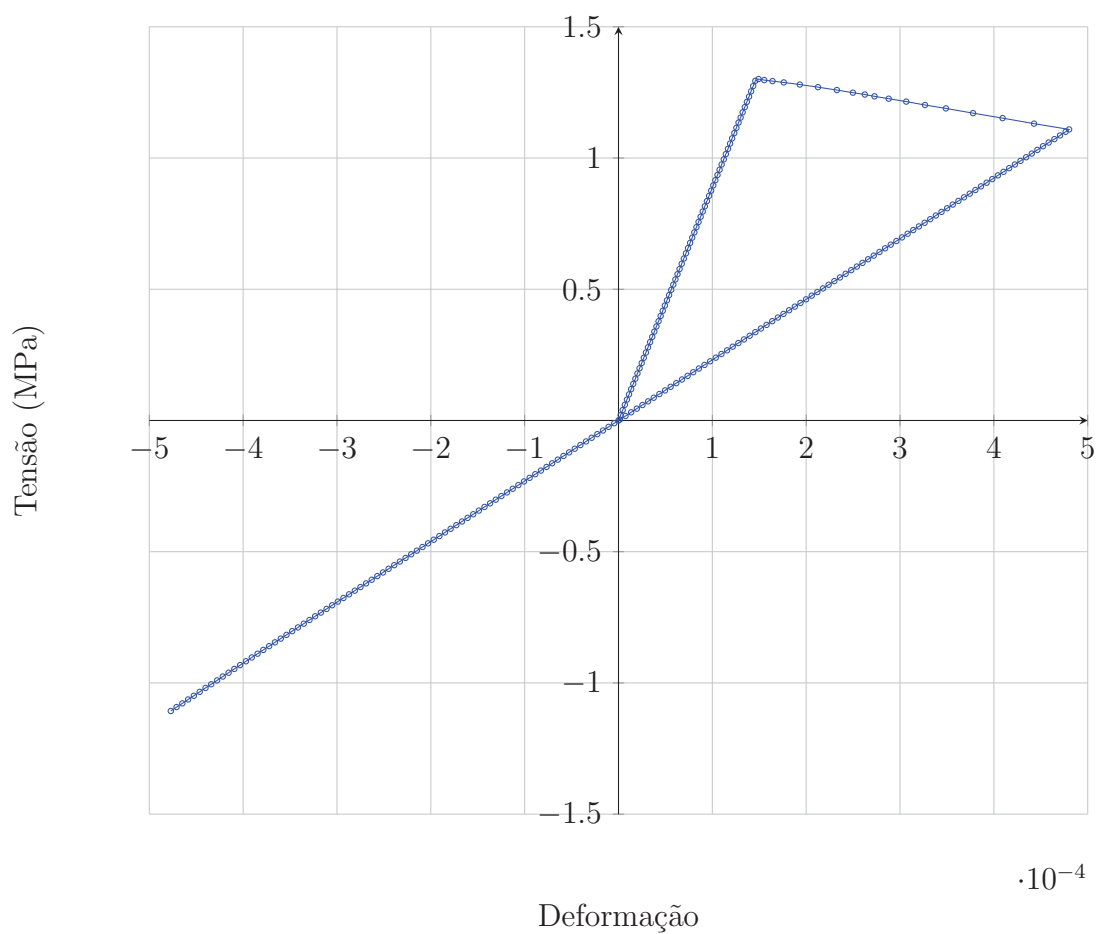


Figura 6.21: Curva Tensão x Deformação para o ponto de integração mais próximo ao nó 11

Conforme mostra a Figura 6.22, que mostra a evolução do dano na direção 1 como função da deformação na direção 1 para o nó 11, a placa alcança um elevado estado de danificação antes de iniciar o descarregamento.

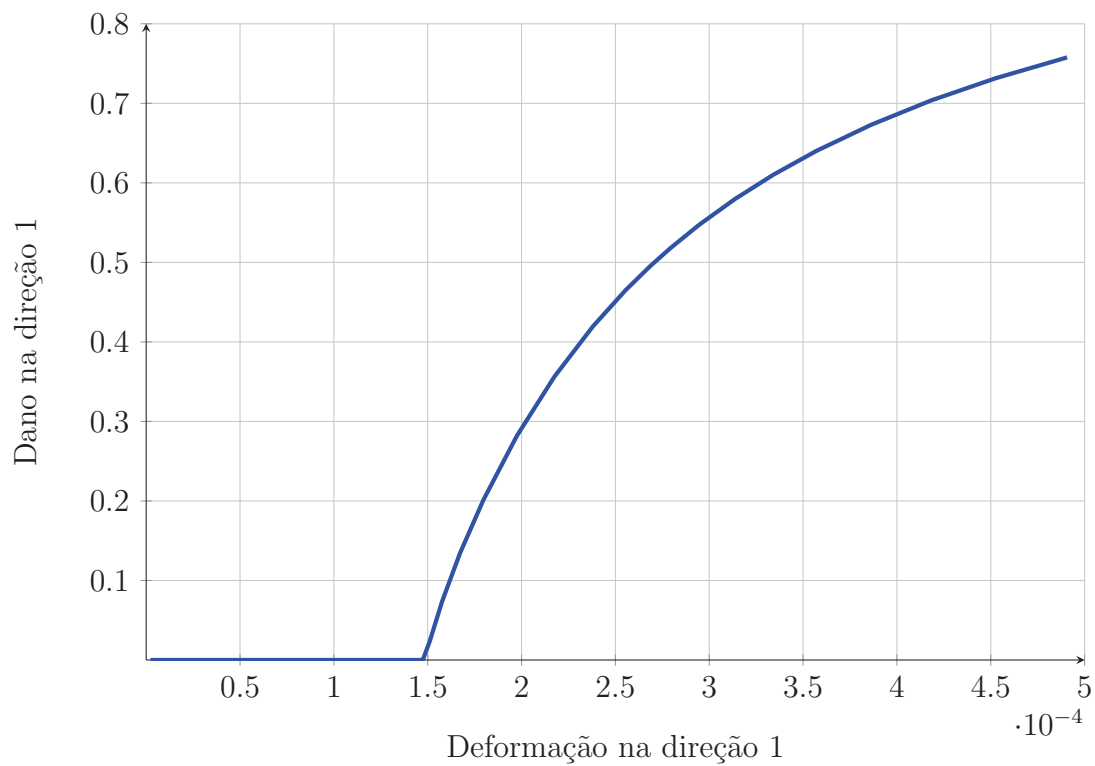


Figura 6.22: Curva Dano na direção 1 x Deformação na direção 1 para o ponto de integração mais próximo ao nó 11

Capítulo 7

CONSIDERAÇÕES FINAIS

Materiais refratários são utilizados em estruturas sujeitas a carregamentos extremos, como altas temperaturas e efeitos corrosivos intensos, e ao mesmo tempo tem alta responsabilidade na segurança operacional e na viabilidade financeira de negócios relacionados à produção de aço, cimento, vidro, entre outras áreas. O foco desse trabalho foi desenvolver uma ferramenta mais completa de análise e projeto dessas estruturas, já que os modelos atualmente disponíveis são, ou de difícil utilização devido à necessidade de realização de excessivos ensaios mecânicos, ou simplificados a ponto de não permitirem um análise mais completa dos problemas.

Uma importante característica dos materiais refratários é seu comportamento parcialmente frágil e dependente da temperatura, aspectos que tornam sua modelagem particularmente desafiadora. Uma importante variável no projeto de estruturas formadas por esses materiais é a variação de sua rigidez elástica devido ao carregamento imposto, ou seja, quanto o material é danificado e qual é a carga ainda suportável após serem atingidos valores de tensão máxima. Nesse contexto, o modelo de fissuração distribuída mostra-se adequado para adicionar mais recursos à tomada de decisão dos engenheiros responsáveis pelo dimensionamento.

Deve-se destacar que a utilização do modelo de fissuração distribuída é por si só complexa, já que envolve aspectos como localização de deformações, dependência de malha e problemas de convergência. Portanto, é necessária a continuação da pesquisa na área, visando aumentar a estabilidade da solução e adicionar novos

recursos necessários à modelagem.

7.1 Contribuições deste Trabalho

Esse trabalho teve como foco a análise de estruturas refratárias a altas temperaturas considerando os efeitos de dano, sendo necessário o desenvolvimento de ferramentas complementares no software **INSANE** para que fosse possível sua realização. Dessa maneira, suas principais contribuições foram:

1. Descrição completa do comportamento termo-mecânico de materiais refratários, descrevendo suas principais características e modelos numéricos já utilizados em sua análise. Essa contribuição torna-se importante à medida que situa os interessados na área com relação às tecnologias já existentes e coloca de maneira clara o que ainda deve ser desenvolvido, já que até o momento havia grande dispersão das informações e dificuldade em encontrar trabalhos relevantes relacionados ao assunto.
2. Desenvolvimento, no software **INSANE**, de uma estrutura que permite que sejam levadas em conta propriedades dos materiais variando com a temperatura, através de uma implementação que não prejudica o funcionamento dos modelos já existentes.
3. Utilização do modelo de fissuração distribuída na modelagem de materiais parcialmente frágeis a altas temperaturas, aplicação até então pouco ou nada explorada na literatura. Foram levantadas as dificuldades e vantagens da utilização desse tipo de modelo na análise desses materiais, não se limitando somente aos refratários, mas também a estruturas como, por exemplo, concreto sujeito a situações de incêndio.

7.2 Sugestão para Trabalhos Futuros

Como é possível notar através do trabalho realizado, a pesquisa na área de modelagem constitutiva de estruturas refratárias ainda tem diversos campos não devidamente explorados, o que representou a maior dificuldade encontrada pela falta de referências. Da mesma maneira, a consideração de propriedades de materiais variando com a temperatura no software INSANE teve início com essa dissertação. Sendo assim, são mostradas abaixo as sugestões de trabalhos em ambas as áreas.

7.2.1 Software INSANE

1. Implementação do acoplamento direto entre cálculos térmicos e mecânicos, viabilizando a importação direta do campo de temperaturas determinado através do INSANE como entrada no cálculo estrutural.
2. Possibilidade de considerar que, a diferentes temperaturas, o material possa ser calibrado utilizando diferentes leis constitutivas. Na presente implementação isso não é possível devido às interpolações realizadas para determinação das propriedades dos materiais. Por exemplo, se o usuário fornece como parâmetros de entrada uma material que respeita a lei de Ingrassia a 500°C e a de Carreira a 1000°C , um ponto de integração a 750°C deveria inicialmente determinar qual lei iria respeitar, para depois determinar seus parâmetros com base nas informações disponíveis.
3. Implementação da consideração da expansão térmica dos materiais em cálculos estruturais. Esse recurso é de extrema importância ao se realizarem cálculos de estruturas a altas temperaturas.

7.2.2 Modelagem constitutiva de estruturas refratárias

1. Realização de estudos teóricos-experimentais para determinar de maneira mais precisa quais os modelos mais adequados para a modelagem estrutural de materiais refratários, levando em conta que diferentes refratários podem apresentar comportamentos distintos.
2. Desenvolvimento de modelos computacionais que levem em consideração efeitos de deformações por fluência e por interações químicas, e posterior consideração desses fenômenos no projeto de estruturas refratárias.
3. Utilização de recursos que permitam considerar o desgaste do material no dimensionamento das estruturas. Dessa forma, ao estar em determinado estado de danificação e em contato com o aço líquido, o elemento poderia ser retirado da malha, semelhante ao que ocorre em uma situação real.
4. Viabilização da modelagem de estruturas compostas pela associação de diversos componentes, como tijolos em uma montagem refratária, seja por meio da utilização de contatos ou de técnicas de homogeneização.

Apêndice A

Relações Tensão-Deformação

Conforme visto no Capítulo 3, uma das características dos modelos de fissuração distribuída é a possibilidade de uso de leis tensão-deformação diferentes para tração e compressão.

Com base em experimentos realizados com o concreto, diversos pesquisadores propuseram leis matemáticas que pudessem aproximar o comportamento das curvas tensão-deformação observadas. As leis utilizadas durante a realização do presente trabalho são descritas nas seções a seguir.

A.1 Proposta de Boone e Ingraffea (1987)

A proposta de Boone e Ingraffea (1987) foi desenvolvida para representar o comportamento em tração de materiais parcialmente frágeis que apresentam um ramo elástico bem definido e decaimento exponencial após a tensão de pico. A equação do ramo descendente é dada por:

$$\sigma = f_t e^{-k(\varepsilon - \varepsilon_t)} \quad (\text{A.1})$$

sendo

$$k = \frac{hf_t}{G_f} \quad (\text{A.2})$$

ou

$$k = \frac{f_t}{g_f} \quad (\text{A.3})$$

onde σ é a tensão, f_t é a tensão limite de resistência à tração, ε é a deformação corrente, ε_t é a deformação relativa ao limite elástico na tração, h é o comprimento característico, G_f é a energia de fratura por comprimento de trinca e g_f é a energia de fratura específica. A Figura A.1 mostra de forma esquemática os parâmetros da Equação A.1.

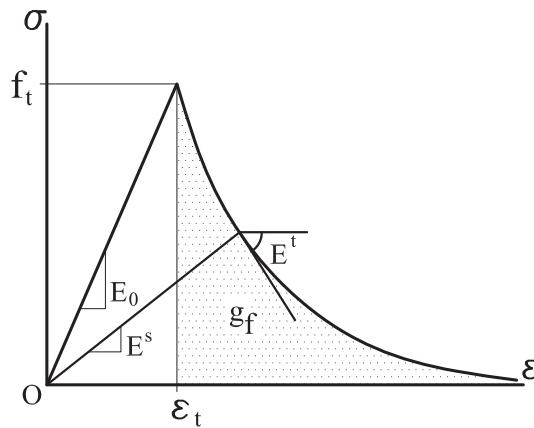


Figura A.1: Lei de Boone e Ingraffea (1987). Figura retirada de Penna (2011)

A.2 Proposta de Carreira e Chu (1985, 1986)

Carreira e Chu (1985, 1986) propuseram leis polinomiais que tem a característica de serem não lineares durante todo o domínio de deformação, ou seja, não há um ramo elástico bem definido e tampouco um decaimento tão acentuado após a tensão de pico, como acontece no modelo anteriormente descrito. As leis propostas adequam-se tanto ao comportamento de compressão Carreira e Chu (1985) quanto de tração Carreira e Chu (1986), e suas equações são dados por:

$$\sigma_i = f_i \frac{k \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_i} \right)}{k - 1 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_i} \right)^k} \quad (\text{A.4})$$

onde

$$k = \frac{1}{1 - \left(\frac{f_i}{\varepsilon_i E_0}\right)} \quad (\text{A.5})$$

sendo $i = t$ na tração, $i = c$ na compressão, σ_i é a tensão equivalente, f_i é a tensão relativa ao limite de resistência, ε_i é a deformação equivalente relativa ao limite elástico e E_0 é o módulo de elasticidade. A Figura A.2 mostra de forma esquemática os parâmetros da Equação A.4.

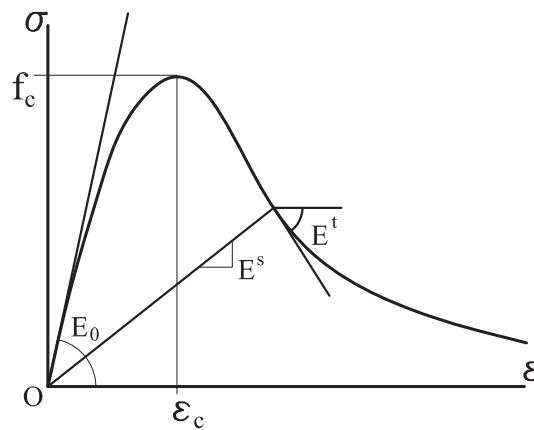


Figura A.2: Lei de Carreira e Chu (1985, 1986). Figura retirada de Penna (2011)

Referências Bibliográficas

- Alves, P. D., 2012. Estratégia global-local aplicada ao método dos elementos finitos generalizados. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil.
- Anderson, T. L., 2005. *Fracture mechanics: Fundamentals and applications*. Taylor and Francis, Boca Raton, EUA.
- Andreev, K. e Harmuth, H., (2001), Lining design for vessels of the steel industry - application of finite element calculations, *in* 'Proceedings of 10th International Metallurgical and Materials Conference', República Checa.
- Annual Book of ASTM Standards, 1992. *Vol. 15.01: Refractories, Activated Carbon, Advanced Ceramics*. ASTM International.
- Auer, T., Gruber, D., Harmuth, H. e Glaser, M., (2009), Does combination of different materials influence thermomechanical lining behaviour? a case study for a torpedo ladle, *in* 'Proceedings of the Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR)', ALAFAR, Salvador, Brasil.
- Auer, T., Gruber, D., Harmuth, H. e Jin, S., (2011), Thermo-mechanical simulation of a steel ladle process cycle with special emphasis on the preheating process, *in* 'Proceedings of the 54th International Colloquium on Refractories', Aachen.
- Auer, T., Gruber, D., Harmuth, H. e Rahm, C., (2011), Numerical analysis of the thermomechanical behaviour of an eaf roof delta piece, *in* 'Proceedings of the Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR)', Kyoto, Japan.
- Auer, T., Gruber, D., Harmuth, H. e Triessnig, A., (2005), Numerical investigations of mechanical behaviour of refractories, *in* J. D. Smith, ed., 'Proceedings of the

Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR)', Wiley, Orlando, USA.

Bakunov, V., 1994. 'High-temperature creep of refractory ceramics. kinetics and the effect of experimental conditions'. *Refractories and Industrial Ceramics*, vol. 35, pp. 177–183.

Banerjee, S., (2004), Properties of refractories, *in* C. A. Schacht, ed., 'Refractories Handbook', Marcel Dekker, Inc., New York, chapter 1, pp. 1–10.

Bathe, K. J., 2007. *Finite Element Procedures*. Prentice Hall, New Jersey, EUA.

Bigoni, D. e Piccolroaz, A., 2004. 'Yield criteria for quasibrittle and frictional materials'. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 41, pp. 2855–2878.

Bigoni, D. e Piccolroaz, A., 2009. 'Yield criteria for quasibrittle and frictional materials: A generalization to surfaces with corners'. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 46, pp. 3587–3596.

Boisse, P., Gasser, A., Poirier, J. e Rousseau, J., 2001. 'Simulations of the thermo-mechanical behavior of composite refractory linings'. *Composites Part B: Engineering*, vol. 32, pp. 461–474.

Boone, T. e Ingraffea, A. R., (1987), Simulation of the fracture process at rock interfaces, *in* 'Proceedings of the fourth international conference in Numerical Methods in Fracture Mechanics', pp. 519–531.

Bradt, R. C., (2004), Fracture of refractories, *in* C. A. Schacht, ed., 'Refractories Handbook', Marcel Dekker, Inc., New York, chapter 2, pp. 11–38.

Brasil, A., 2017, 'Fluxo simplificado da produção do aço'.

URL: <http://www.acobrasil.org.br/site2015/processo.html>

Carol, I., Rizzi, E. e Willam, K., 1994. 'A unified theory of elastic degradation and damage based on a loading surface'. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 31(20), pp. 2835 – 2865.

Carreira, D. J. e Chu, K. H., 1985. 'Stress-strain relationship for plain concrete in compression'. *American Concrete Institute Journal 82*, vol. 6, pp. 797–804.

- Carreira, D. J. e Chu, K. H., 1986. 'Stress-strain relationship for reinforced concrete in tension'. *American Concrete Institute Journal* 83, vol. 1, pp. 21–28.
- Chen, W.-F. e Han, D.-J., 2008. *Plasticity for structural engineers*. Cengage Learning, Deli.
- Duarte, A. K., (2000), Testes e propriedades referentes a refratários, *in* Magnesita Refratários S.A., ed., 'Refratários para siderurgia - Aciaria Elétrica', Apostila produzida pelos autores, Contagem.
- Duarte, A. K., 2004. *Curso de refratários - Classificação de refratários*. Apostila produzida pelo autor, Belo Horizonte.
- Dusserre, G., Nazaret, F., Robert, L. e Cutard, T., 2013. 'Applicability of image correlation techniques to characterize asymmetric refractory creep during bending tests'. *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 33, pp. 221–331.
- Fasching, C., Gruber, D. e Harmuth, H., 2015. 'Simulation of micro-cracks formation in a magnesia spinel refractory during the production process'. *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 35, pp. 4593–4601.
- Findley, W. N., Lai, J. S. e Onaran, K., 2011. *Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials - with an introduction to linear viscoelasticity*. Dover Publications, Inc., New York, EUA.
- Fonseca, F. T., 2008. Sistema computacional para análise dinâmica geometricamente não-linear através do método dos elementos finitos. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil.
- Fuina, J. S., 2004. Métodos de controle de deformações para análise não-linear de estruturas. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil.
- Gajo, A. e Bigoni, D., 2015. 'Elastoplastic coupling for thermo-elasto-plasticity at high temperature'. *Geomechanics for Energy and the Environment*, vol. 4, pp. 29–38.

- Gasser, A., Blond, E., Daniel, J.-L. e Andreev, K., (2014), Influence of different masonry designs of refractory bottom linings, *in* 'Proceedings of the 9th International Masonry Conference', Guimarães.
- Gasser, A., Boisse, P., Dutheillet, Y. e Poirier, J., 2001. 'Experimental and numerical analyses of thermomechanical refractory lining behaviour'. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L - Journal of Materials: Design and Applications*, vol. 215, pp. 41–54.
- Gasser, A., Boisse, P., Rousseau, J. e Dutheillet, Y., 2001. 'Thermomechanical behaviour analysis and simulation of steel/refractory composite linings'. *Composites Science and Technology*, vol. 61(14), pp. 2095 – 2100.
- Gasser, A., Spangenberg, J., Blond, E., Rezik, A. e Andreev, K., (2011), Comparison of different designs of bottom linings with dry joints, *in* 'Proceedings of the 54th International Colloquium on Refractories', Aachen.
- Gasser, A., Terny-Rebeyrotte, K. e Boisse, P., 2004. 'Modelling of joint effects on refractory lining behaviour'. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials Design and Applications*, vol. 218(1), pp. 19–28.
- Grasset-Bourdel, R., 2011. Structure/property relations of magnesiaspinel refractories: experimental determination and simulation. Tese de Doutorado, Universidade de Limoges.
- Grasset-Bourdel, R., Alzina, A., Huger, M., Chotard, T., Emler, R., Gruber, D. e Harmuth, H., 2013. 'Tensile behaviour of magnesia-spinel refractories: Comparison of tensile and wedge splitting tests'. *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 33, pp. 913–923.
- Grasset-Bourdel, R., Alzina, A., Huger, M., Chotard, T., Gruber, D. e Harmuth, H., 2012. 'Influence of thermal damage occurrence at microstructural scale on the thermomechanical behaviour of magnesia-spinel refractories'. *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 32, pp. 989–999.

- Gruber, D., Andreev, K. e Harmuth, H., 2004. ‘{FEM} simulation of the thermomechanical behaviour of the refractory lining of a blast furnace’. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 155 - 156, pp. 1539 – 1543.
- Harbison-Walker, 2005. *Harbison-Walker handbook of refractory practice*. Harbison-Walker.
- Harmuth, H., 1995. ‘Stability of crack propagation associated with fracture energy determined by wedge splitting specimen’. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 23(1), pp. 103 – 108.
- Harmuth, H. e Bradt, R. C., 2010. ‘Investigation of refractory brittleness by fracture mechanical and fractographic methods’. *Interceram*, pp. 6–10.
- Harmuth, H., Rieder, K., Krobath, M. e Tschegg, E., 1996. ‘Investigation of the nonlinear fracture behaviour of ordinary ceramic refractory materials’. *Materials Science and Engineering: A*, vol. 214, pp. 53 – 61.
- Hasselmann, D. P. H., 1969. ‘Unified theory of thermal shock fracture initiation and crack propagation in brittle ceramics’. *Journal of the American Ceramic Society*, vol. 52(11), pp. 600–604.
- Incropera, F. P., Dewitt, D. P., Bergman, T. L. e Lavine, A. S., 2008. *Fundamentos de transferência de calor e de massa*. LTC, Rio de Janeiro.
- Jin, S., Gruber, D. e Harmuth, H., 2014. ‘Determination of young’s modulus, fracture energy and tensile strength of refractories by inverse estimation of a wedge splitting procedure’. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 116, pp. 228 – 236.
- Kakroudi, M. G., Yeugo-Fogaing, E., Huger, M., Gault, C. e Chotard, T., 2008. ‘Effect of thermal treatment on damage mechanical behaviour of refractory castables: Comparison between bauxite and andalusite aggregates’. *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 28, pp. 2471–2478.
- Kononov, V. A., Kononov, N. V. e Vasilenko, V. P., 2011. ‘Main trends in the development of slide-gate systems’. *Refractories and Industrial Ceramics*, vol. 52.

- Kurashina, Y. K., Ogata, M., Imai, N. e Morii, H., (2003), Improvement of brick texture and shape for slide valve plate, Technical report, Shinagawa Refractories.
- Landreau, M., Gasser, A., Blond, E. e Daniel, J. L., (2011), Modelling of a coke oven heating wall, *in* 'Proceedings of the 6th European Coke and Ironmaking Congress', Dusseldorf.
- Lee, H. J., Cho, S. M., Kim, S. H. e Thomas, B. G., (2012), Thermal stress cracking of sliding gate plates, *in* 'Proceedings of AISTech', Atlanta.
- Lemaitre, J. e Desmorat, R., 2005. *Engineering Damage Mechanics*. Springer, Cachan, França.
- Lobato, E., (2009), Relatório técnico 71 - refratários, Technical report, Ministério de Minas e Energia - Secretaria de Geologia, Mineração e Transformação Mineral - SGM.
- Martinez, A. G. T., Luz, A. P. e Pandolfelli, V. C., 2013. 'Fluencia em materiais refractarios'. *Boletín de la Sociedad Espanola de Cerámica y Vidro*, vol. 52, pp. 207–224.
- Nguyen, T. M. H., Blond, E., Gasser, A. e Prietl, T., 2008. 'Mechanical homogenisation of masonry wall without mortar'. *European Journal of Mechanics A/Solids*, vol. 28, pp. 535–544.
- Nguyen, T. M. H., Blond, E., Gasser, A. e Prietl, T., (2011), Mechanical behaviour of masonry with dry joints, *in* 'Proceedings of the Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR)', Kyoto, Japan.
- Peixoto, R. G., 2016. Análise de degradação material, bifurcação e transição entre descontinuidades fracas e fortes através do Método dos Elementos de Contorno. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais.
- Penna, S. S., 2011. Formulação multipotencial para modelos de degradação elástica: Unificação teórica, proposta de novo modelo, implementação computacional e modelagem de estruturas de concreto. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil.

- Penna, S. S., Pitangueira, R. L. S. e Fuina, J. S., 2013. 'Estudo comparativo de modelos de fissuração distribuída para estruturas de concreto'. *Semina: Ciências Exatas e Tecnológicas*, vol. 34, pp. 211–228.
- Piccolroaz, A., Bigoni, D. e Gajo, A., 2006. 'An elastoplastic framework for granular materials becoming cohesive through mechanical densification. Part I - small strain formulation'. *European Journal of Mechanics A/Solids*, vol. 25, pp. 334–357.
- Pitangueira, R. L. S., 1998. Mecânica de estruturas de concreto com inclusão de efeitos de tamanho e heterogeneidade. Tese de Doutorado, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.
- Poirier, J., 2003. 'Thermomechanical simulations of refractory linings - an overview'. *Refractories Applications and News*, vol. 8(6).
- Poirier, J., Gasser, A. e Boisse, P., 2005. 'Thermo-mechanical modelling of steel ladle refractory structures'. *Interceram*, vol. 54, pp. 182–189.
- Prestes, E., Souza, T., Pandolfelli, V. e Gomes, D., 2014. 'Thermal expansion mismatch analysis of nano-bonded refractory castables'. *International Journal of Applied Ceramic Technology*, vol. 11, pp. 984–992.
- Rots, J. G., 1988. Computational Modeling of Concrete Fracture. Tese de Doutorado, Delft University of Technology.
- Routschka, G., 1997. *Pocket Manual Refractory Materials: Basics - Structures - Properties*. Vulkan-Verlag GmbH, New York.
- Schacht, C. A., 1995. *Refractory linings: Thermomechanical design and applications*. Marcel Dekker, Inc, New York.
- Schacht, C. A., 2004. *Refractories handbook*. Marcel Dekker, Inc, New York.
- Silva, R. P., 2012. Análise não-linear de estruturas de concreto por meio do Método Element Free Galerkin. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais.
- Stupkiewicz, S., Piccolroaz, A. e Bigoni, D., 2014. 'Elastoplastic coupling to model cold ceramic powder compaction'. *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 34, pp. 2839–2848.

- Stupkiewicz, S., Piccolroaz, A. e Bigoni, D., 2015. 'Finite-strain formulation and fe implementation of a constitutive model for powder compaction'. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 283, pp. 856–880.
- Valentin, O., Nazaret, F., Dusserre, G. e Cutard, T., (2012), Mechanical engineering creep simulation of ceramic materials with the drucker-prager model, *in* 'Proceedings of the 55th International Colloquium on Refractories', Aachen.