

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS

USO DE MODELOS NUMÉRICOS NO PROJETO DO REVESTIMENTO
REFRATÁRIO DE CALCINADORES PARA A PRODUÇÃO DE ALUMINA

Carolina Ierck Pereira

São Carlos - SP

2024

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS

USO DE MODELOS NUMÉRICOS NO PROJETO DO REVESTIMENTO
REFRATÁRIO DE CALCINADORES PARA A PRODUÇÃO DE ALUMINA

Carolina Ierck Pereira

Dissertação apresentada ao
Programa de Pós-Graduação em Ciência
e Engenharia de Materiais como requisito
parcial à obtenção do título de MESTRA EM
CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS

Orientador: Prof. Dr. Victor Carlos Pandolfelli

Coorientador: Prof. Dr. Ricardo Afonso Angélico

Agência Financiadora: CAPES – Processo: 88887.671583/2022-00

São Carlos - SP

2024

DEDICATÓRIA

Ao meu amado filho Kai, que me traz força, alegria, motivação e esperança.

VITAE DA CANDIDATA

Bacharel em Engenharia de Materiais pela UFSCar (2018).



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais

Folha de Aprovação

Defesa de Dissertação de Mestrado da candidata Carolina Ierck Pereira, realizada em 28/08/2024.

Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Victor Carlos Pandolfelli (UFSCar)

Prof. Dr. Murilo Camuri Crovace (UFSCar)

Prof. Dr. Bruno Luchini (Tata Steel)

O Relatório de Defesa assinado pelos membros da Comissão Julgadora encontra-se arquivado junto ao Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus orientadores, Victor Pandolfelli e Ricardo Angélico, pelo conhecimento compartilhado, pelas conversas profundas e inspiradoras durante as reuniões, pelas reflexões e discussões. Ao Prof. Victor, pelas oportunidades e pela confiança depositada em mim, e ao Prof. Ricardo, pelas incríveis contribuições ao trabalho, pela disposição constante, pela amizade e pelas trocas sobre parentalidade.

Ao Matheus Felipe Santos, sem o qual este mestrado não seria possível. Sou grata pelos infinitos tutoriais do Abaqus, pelos direcionamentos e questionamentos, pela positividade, serenidade e amizade. Ao Murilo Henrique Moreira, pelo auxílio remoto com o computador, pelas aulas e pela constante disposição e prestatividade.

Ao meu esposo e melhor amigo, 'Galego', pelo incentivo e apoio indescritíveis durante 14 anos da minha trajetória. Por ser uma grande inspiração e por sempre me desafiar a crescer. Ao meu filho Kai, por, paradoxalmente, descarregar e recarregar minha energia todos os dias. Por me mostrar uma força que eu nem imaginava possuir e por me motivar a contribuir para um mundo melhor.

Aos meus pais, Eliana e Silvio, pelo amor e cuidado, pelos valores que me transmitiram e que carrego por toda a vida. Por acreditarem e apoiarem incondicionalmente minhas decisões, mesmo quando elas me levavam por caminhos desconhecidos por eles. Agradeço também aos meus sogros, Clarice e Antônio, que considero como pais, pela amizade, cuidado e apoio. E, por extensão, aos quatro avós do Kai, pelo amor e pelos incontáveis dias em que foram minha rede de apoio, permitindo-me perseguir meus sonhos.

À minha grande amiga e mentora, Solange Rezende, pelos insights e direcionamentos inestimáveis. Por me colocar nos trilhos em momentos críticos, pela grande amizade e por ser a terceira avó do Kai, de coração. E ao Anandsing, pela amizade, apoio e reflexões inspiradoras.

Aos meus amigos, que, mesmo distantes, continuam a alegrar meus dias.

À Hydro Alunorte e à 4Cast, por trazerem os desafios que se tornaram o objetivo deste trabalho, pelas conversas e visões industriais.

Ao PPGCEM, ao DEMa e à UFSCar, pelo pioneirismo e excelência, e pelas oportunidades oferecidas. E aos professores, por me mostrarem o brilho da engenharia de materiais.

À CAPES - Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior pela bolsa de estudos, processo nº 88887.671583/2022-00.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

RESUMO

Na produção de alumina pelo processo Bayer, calcinadores de leito fluidizado utilizam revestimentos refratários para resistir a partículas erosivas e temperaturas acima de 900 °C. Este estudo aprimora o projeto desses revestimentos, usando o Método dos Elementos Finitos (MEF) para simular seu comportamento termomecânico, focando na análise térmica, interação entre camadas via coeficiente de atrito, influência dos parâmetros geométricos na expansão térmica e tensões, e dimensionamento das juntas de expansão. Os resultados mostraram que propriedades dependentes da temperatura e a curvatura dos painéis alteraram o gradiente térmico do revestimento. Entretanto, variáveis como a espessura da camada de trabalho impactaram pouco a temperatura da carcaça metálica, sugerindo baixa sensibilidade da temperatura externa à erosão dos painéis. O coeficiente de atrito entre as camadas teve efeito limitado na expansão térmica, com tensões trativas moderadamente maiores à medida que o coeficiente aumentava. A curvatura dos painéis teve impacto significativo, com painéis curvos expandindo cerca de 35% mais no comprimento em comparação aos planos, influenciando o projeto das juntas de expansão. As tensões se concentraram nas bordas dos painéis curvos, enquanto nos planos foram máximas no centro da face quente. A validação empírica confirmou a eficácia do modelo curvo e destacou a necessidade de otimizar o posicionamento das âncoras para evitar trincas. As dimensões dos painéis também influenciaram as tensões, que aumentaram com o tamanho e diminuíram com a espessura, devido ao balanço entre gradiente térmico, momento de inércia e momento fletor. Painéis entre 0,75 m e 1,0 m mostraram o melhor equilíbrio entre tempo de instalação e integridade estrutural. A escolha adequada de materiais, como a redução da condutividade térmica do isolante, foi eficaz em diminuir a probabilidade de falhas. O dimensionamento das juntas de expansão deve equilibrar o fechamento adequado com a integridade estrutural.

Palavras-chave: Calcinador; Revestimento refratário; Simulação computacional; Método dos Elementos Finitos; Projeto geométrico.

ABSTRACT

USE OF NUMERICAL MODELS FOR THE DESIGN OF ALUMINA CALCINER REFRACTORY LININGS

In the Bayer alumina production process, fluidized bed calciners use refractory linings to withstand erosive particles and temperatures above 900 °C. This work aims to enhance the geometric design of these linings by using Finite Element Method (FEM) to simulate their thermomechanical behavior, focusing on thermal analysis, layer interaction via friction coefficient, the impact of geometric parameters on thermal expansion and stresses, and expansion joint sizing. The results indicated that temperature-dependent properties and panel curvature altered the thermal gradient of the lining. However, variables such as the thickness of the working layer had a marginal impact on the temperature of the metal shell, suggesting low sensitivity of the external temperature to panel erosion. The friction coefficient between layers had minimal effect on thermal expansion, with a moderate increase in tensile stresses as the coefficient increased. Panel curvature had a significant impact, with curved panels expanding about 35 % more in the length direction compared to flat panels, affecting expansion joint design. Stresses concentrated at the edges of curved panels, while in flat panels, they were maximum at the center of the hot face. Empirical validation confirmed the effectiveness of the curved model and indicated the need to optimize anchor positioning to prevent crack propagation. Panel dimensions affected stresses, which increased with size and decreased with thickness, due to the balance between thermal gradient, moment of inertia, and bending moment. The ideal panel size was between 0,75 m and 1,0 m, balancing installation time and structural integrity. Proper material selection, such as reducing the thermal conductivity of the insulator, proved effective in reducing the likelihood of lining failure. Properly sizing expansion joints is essential to ensure both effective closure and structural stability.

Palavras-chave: Calciner; Refractory lining; Computational simulation; Finite Element Method; Design project.

PUBLICAÇÕES

Trabalhos completos publicados em anais de congresso:

- PEREIRA, C.I.; SANTOS, M.F.; ANGÉLICO, R.A.; MOREIRA, M.H.; BRAULIO, M.A.L.; IWANAGA, T.; PANDOLFELLI, V.C. Modelos analíticos e numéricos para o dimensionamento das juntas de expansão do revestimento de calcinadores. In: 76° Congresso Anual da ABM - Internacional. *Anais...* São Paulo, 2023. p. 1224-1237.
- PEREIRA, C.I.; SANTOS, M.F.; ANGÉLICO, R.A.; MOREIRA, M.H.; BRAULIO, M.A.L.; IWANAGA, T.; PANDOLFELLI, V.C. Design optimization of refractory castable panels for alumina calciner linings via finite element simulations. In: Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR). *Anais...* Frankfurt, 2023. p. 636-639.

Trabalhos publicados em revistas internacionais:

- PEREIRA, C.I.; SANTOS, M.F.; ANGÉLICO, R.A.; MOREIRA, M.H.; BRAULIO, M.A.L.; IWANAGA, T.; PANDOLFELLI, V.C. Numerical modeling as a tool to enhance the design of expansion joints of refractory linings panels. *Refractories Worldforum*, v. 16, n. 3, p. 101-106, 2024.
- PEREIRA, C.I.; SANTOS, M.F.; ANGÉLICO, R.A.; MOREIRA, M.H.; BRAULIO, M.A.L.; IWANAGA, T.; PANDOLFELLI, V.C. Insights into thermomechanical behavior and design parameters of alumina calciner refractory lining. *Ceramics International*, v. 50, n. 21, p. 44008-44016, 2024.
<https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2024.08.251>

ÍNDICE DE ASSUNTOS

FOLHA DE APROVAÇÃO	i
AGRADECIMENTOS	iii
RESUMO	v
ABSTRACT	vii
PUBLICAÇÕES	ix
SUMÁRIO	xi
ÍNDICE DE TABELAS	xiii
ÍNDICE DE FIGURAS	xv
SÍMBOLOS E ABREVIATURAS	xxi
1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS	5
2.1 Objetivo geral	5
2.2 Objetivos específicos	5
3 JUSTIFICATIVA	7
4 REVISÃO DA LITERATURA	9
4.1 O processo de calcinação	9
4.1.1 Fases da alumina e suas aplicações	9
4.1.2 Tecnologias de calcinação	11
4.1.3 Descrição do calcinador CFB	13
4.2 Projeto do revestimento refratário do calcinador	15
4.2.1 Seleção do material	16
4.2.2 Projeto geométrico	22
4.3 Simulação de revestimentos via Método dos Elementos Finitos	26
4.4 Coeficiente de atrito entre as camadas do revestimento	32
4.5 Critérios de resistência para refratários	33
4.5.1 Estado de tensão em um ponto	34
4.5.2 Tensões principais e tensões de cisalhamento máximo	35
4.5.3 Círculo de Mohr	36
4.5.4 Critério de Rankine	38

4.5.5	Critério de Mohr-Coulomb	39
5	MATERIAIS E MÉTODOS	43
5.1	Definição do domínio	43
5.2	Materiais	47
5.3	Definição dos problemas e condições de contorno	50
5.3.1	Análise térmica	50
5.3.2	Análise mecânica	53
5.4	Implementação do MEF	56
5.5	Estudos de caso	57
5.6	Extração dos resultados	61
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO	65
6.1	Análise da temperatura	65
6.2	Análise do atrito entre as camadas do revestimento	68
6.3	Análise da geometria do painel	74
6.3.1	Curvatura	74
6.3.2	Dimensões	81
6.4	Interação com painéis vizinhos separados por juntas de expansão	86
6.5	Melhores práticas e sugestões baseadas no trabalho	93
7	CONCLUSÕES	95
8	SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	99
9	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	101

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 4.1 Consumo de energia, tempo de residência, temperatura, conteúdo de α -alumina e capacidade produtiva típicos das tecnologias de calcinação de hidróxido de alumínio (adaptado de [31]).	12
Tabela 4.2 Condutividade térmica e parâmetros microestruturais de isolantes comerciais [38].	18
Tabela 5.1 Propriedades do isolante 55% - Al_2O_3 : módulo elástico (E), condutividade térmica (k) e coeficiente de expansão térmica (α).	48
Tabela 5.2 Condições iniciais e de contorno do problema térmico.	53
Tabela 5.3 Condições iniciais e de contorno do problema mecânico.	55
Tabela 5.4 Estudos de caso e parâmetros investigados.	60
Tabela 6.1 Tensões máximas observadas no plano vertical em cada camada, considerando diferentes coeficientes de atrito (μ) entre as camadas do revestimento para geometria plana e curva.	73
Tabela 6.2 Juntas de expansão [mm] na direção do comprimento de painéis, segundo modelos analíticos e numéricos, nas faces interna (FI) e externa (FE) de cada camada do revestimento.	76

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 4.1 Rotas de decomposição térmica dos hidróxidos de alumínio (adaptado de [1]).	10
Figura 4.2 Ilustração da 5ª geração de calcinadores CFB da Metso Outotec. Adaptado de [15].	14
Figura 4.3 Ensaios de compressão de refratários aluminosos com 70% de alumina realizados em diferentes temperaturas [42].	20
Figura 4.4 Taxa de erosão em função do ângulo de impacto de um concreto refratário com 95% de alumina ensaiado a (a) 25 °C e (b) 1000 °C [43].	21
Figura 4.5 Ilustração esquemática da variação dimensional linear entre dois painéis iguais submetidos à mesma variação de temperatura.	24
Figura 4.6 Padrões usuais de sistemas de ancoragem: (a) quadrado, (b) diamante e (c) escalonado [47].	26
Figura 4.7 Discretização de um domínio complexo com elementos triangulares [51].	27
Figura 4.8 Evolução no número de documentos publicados na plataforma Scopus incluindo os termos “refractor*” e “finite element*” ou “FEM” ou “FEA” no tempo.	29
Figura 4.9 Palavras-chave mais utilizadas nos trabalhos publicados na plataforma Scopus incluindo os termos “finite element*” ou “FEM” ou “FEA” e “refractor*”.	30
Figura 4.10 Número de documentos publicados na plataforma Scopus incluindo os termos “finite element*” ou “FEM” ou “FEA”, “refractor*” e “lining” ou “masonry” ou “wall” por autor, de 1982 a 2023.	31
Figura 4.11 Cubo infinitesimal representativo de um estado de tensão triaxial. Fonte: [81].	35
Figura 4.12 Círculo de Mohr para um estado de tensão tridimensional	38
Figura 4.13 Representação gráfica do critério de Rankine.	40

Figura 4.14 Representação gráfica do critério de Mohr-Coulomb.	41
Figura 4.15 Obtenção do critério de Mohr-Coulomb a partir de ensaios uniaxiais.	42
Figura 5.1 Ilustração esquemática de um calcinador CFB e detalhamento da fornalha. Dimensões em mm.	43
Figura 5.2 Geometria e superfícies utilizadas na modelagem de painéis planos e curvos do revestimento da fornalha de calcinadores de alumina. Dimensões em mm.	45
Figura 5.3 Geometria do modelo de interação entre quatro painéis curvos separados por juntas de expansão verticais e horizontais. Dimensões em mm.	46
Figura 5.4 Propriedades dos materiais. Fontes: [84–88]	47
Figura 5.5 Discretização do domínio para as geometrias (a) plana e (b) curva.	56
Figura 5.6 Fluxograma do processo de modelagem por elementos finitos para as análises termomecânicas.	58
Figura 5.7 Caminho de extração dos resultados de temperatura.	61
Figura 5.8 Caminho e direções de extração dos resultados de deslocamento para cálculo da expansão.	62
Figura 5.9 Caminhos de extração dos resultados de deslocamento para cálculo do destacamento entre camadas.	63
Figura 5.10 Planos de extração dos resultados de tensão e pressão de contato (a) do centro do painel, (b) da borda do painel.	63
Figura 6.1 Perfil de temperatura ao longo da espessura do revestimento considerando geometria plana para propriedades constantes e propriedades variáveis com a temperatura.	65
Figura 6.2 Perfil de temperatura ao longo da espessura do revestimento para painéis planos e curvos: (a) todas as camadas, (b) camada de concreto.	66

- Figura 6.3 Perfil de temperatura ao longo da espessura do revestimento para painéis de concreto curvos com diferentes espessuras: (a) todas as camadas, (b) camada de concreto, onde δT denota a diferença de temperatura entre a face interna e a face externa do concreto. 68
- Figura 6.4 Expansão ao longo da espessura do revestimento considerando diferentes coeficientes de atrito (μ): (a) todas as camadas, (b) camada de concreto, mostrando a diferença entre a expansão considerando coeficiente de atrito máximo ($\mu \rightarrow \infty$) e mínimo ($\mu = 0, 0$). 69
- Figura 6.5 Expansão nas faces interna e externa do concreto para painéis planos e curvos, em função do coeficiente de atrito (μ) entre as camadas do revestimento, nas direções da (a) altura, (b) comprimento e (c) espessura. 70
- Figura 6.6 Destacamento entre as camadas (a) concreto–isolante e (b) isolante–carcaça metálica ao longo das direções da altura, comprimento e diagonal para painéis planos e curvos, considerando coeficiente de atrito nulo entre as camadas. 71
- Figura 6.7 Destacamento entre as camadas concreto–isolante e isolante–carcaça, no centro e na borda do painel, para painéis planos e curvos, em função do coeficiente de atrito (μ) entre as camadas do revestimento, nas direções da (a) altura, (b) comprimento e (c) diagonal. 72
- Figura 6.8 Tensões máximas principais no plano vertical considerando diferentes coeficientes de atrito (μ) entre as camadas do revestimento para painéis planos e curvos. 73
- Figura 6.9 Expansão ao longo da espessura do revestimento nas direções da altura, comprimento e espessura para painéis planos e curvos: (a) todas as camadas, (b) camada de concreto, considerando a expansão normalizada, mostrando a diferença de expansão no comprimento entre painéis curvos e planos. 75

Figura 6.10 Tensões máximas principais ao longo dos planos vertical e horizontal para geometrias planas e curvas.	77
Figura 6.11 Critério de Rankine, $f = \sigma_1/\sigma_f$, no plano vertical para painéis de concreto (a) planos e (b) curvos.	79
Figura 6.12 Padrão de trincamento cruzado em painéis de concreto refratário do revestimento do calcinador da Hydro Alunorte.	79
Figura 6.13 Expansão nas faces interna e externa do concreto em função do tamanho, nas direções da (a) altura, (b) comprimento e (c) espessura.	82
Figura 6.14 Critério de Rankine, $f = \sigma_1/\sigma_f$, no plano vertical do concreto, considerando painéis com tamanho de (a) 0,50 m, (b) 0,75 m, (c) 1,00 m, (d) 1,25 m e (e) 1,50 m.	82
Figura 6.15 Expansão nas faces interna e externa do concreto em função da espessura, nas direções da (a) altura, (b) comprimento e (c) espessura.	83
Figura 6.16 Critério de Rankine, $f = \sigma_1/\sigma_f$, no plano vertical do concreto, considerando painéis com espessura de (a) 0,10 m, (b) 0,15 m, e (c) 0,20 m.	83
Figura 6.17 Diferença de temperatura entre as faces interna e externa (δT), empenamento do painel e índice de Rankine máximo observados em painéis de concreto refratário com: (a) tamanho fixo (0,5 m) e espessura variável; e (b) espessura fixa (0,15 m) e tamanho variável.	85
Figura 6.18 Diferença de temperatura entre as faces interna e externa (δT), empenamento do painel e índice de Rankine máximo observado em painéis de concreto com espessura (0,15 m) e tamanho (0,5 m) fixos para variações na condutividade térmica do isolante.	86
Figura 6.19 Pressão de contato nos planos vertical e horizontal das bordas dos painéis para diferentes tamanhos de junta de expansão.	87

Figura 6.20 Tensões principais (a) máximas e (b) mínimas nos planos vertical e horizontal do centro dos painéis para diferentes tamanhos de junta de expansão.	89
Figura 6.21 Tensões principais (a) máximas e (b) mínimas nos planos vertical e horizontal das bordas dos painéis para diferentes tamanhos de junta de expansão.	90
Figura 6.22 Círculos de Mohr para o estado de tensão dos nós do concreto para diferentes tamanhos de junta de expansão. A área sob as linhas representa o estado admissível de tensões.	91
Figura 6.23 Área de contato e área sujeita a falha segundo o critério de Mohr-Coulomb na camada de concreto em função do tamanho da junta de expansão.	92

SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

CAC	Cimento de Aluminato de Cálcio
CFB	Circulating Fluidised Bed (calcinador de leito fluidizado circulante)
MDF	Método das Diferenças Finitas
MEF	Método dos Elementos Finitos
MMQ	Método de Mínimos Quadrados
MVF	Método dos Volumes Finitos
SGA	Smelting Grade Alumina (alumina de grau metalúrgico)
C	Tensor de elasticidade [GPa]
c	Coesão [MPa]
c_p	Calor específico a pressão constante [$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$]
E	Módulo Elástico [GPa]
\dot{E}	Taxa de transferência de energia [J s^{-1}]
F_t	Força tangencial [Pa]
F_n	Força normal [Pa]
f	Índice de Rankine
G	Módulo de cisalhamento [GPa]
g	Aceleração da gravidade [m s^{-2}]
h	Coefficiente de transferência de calor por convecção [$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$]
I	Matriz identidade

K	Módulo volumétrico [GPa]
k	Condutividade térmica [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]
L	Comprimento [m]
L_0	Comprimento inicial [m]
m	Módulo de Weibull
P	Pressão de contato [MPa]
q	Fluxo de calor [$\text{J m}^{-2} \text{s}^{-1}$]
s	Fonte de calor [$\text{J m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
T	Temperatura [$^{\circ}\text{C}$]
T_a	Temperatura ambiente [K]
T_s	Temperatura na superfície do material [K]
T_{∞}	Temperatura do fluido circundante [K]
t	Tempo [s]
\mathbf{u}	Vetor de deslocamentos [m]
α	Coefficiente de expansão térmica [$^{\circ}\text{C}^{-1}$]
Γ_{FIC}	Superfície interna do concreto
Γ_{FEC}	Superfície externa do concreto
Γ_{FII}	Superfície interna do isolante
Γ_{FEI}	Superfície externa do isolante
Γ_{FIM}	Superfície interna da carcaça metálica

Γ_{FEM}	Superfície externa da carcaça metálica
Δ	Variação
δ	Diferença
ε_{em}	Emissividade
ε	Deformação total
ε^e	Deformação elástica
ε^t	Deformação térmica
μ	Coefficiente de atrito
$\nabla \cdot$	Divergente
∇	Gradiente
ρ	Densidade [kg m^{-3}]
σ	Tensão normal [MPa]
σ_1	Tensão máxima principal [MPa]
σ_3	Tensão mínima principal [MPa]
σ_c	Resistência à compressão uniaxial [MPa]
σ_t	Resistência à tração uniaxial [MPa]
σ_{sb}	Constante de Stefan-Boltzmann [$5,67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$]
σ_{3p}	Módulo de ruptura ou resistência à flexão em três pontos [MPa]
τ	Tensão de cisalhamento [MPa]
ν	Coefficiente de Poisson

ϕ Ângulo de atrito interno

1 INTRODUÇÃO

Calcinadores são os equipamentos utilizados para o tratamento térmico do hidróxido de alumínio na etapa final do processo Bayer. A calcinação consiste, do ponto de vista químico, na desidroxilação do hidróxido de alumínio ($\text{Al}(\text{OH})_3$), transformando-o, a altas temperaturas, em óxido de alumínio ou alumina (Al_2O_3) [1]. Atualmente, a maioria das refinarias de alumina utiliza calcinadores de leito fluidizado para esse processo. Nesta tecnologia, o hidróxido é transportado pneumaticamente por meio de uma série de dutos que operam em temperaturas de até 1100 °C, no caso da produção de alumina de grau metalúrgico [2].

Devido às condições severas do processo, o revestimento do calcinador com material cerâmico refratário é crucial para garantir sua viabilidade. Além de fornecer isolamento térmico para a estrutura, contribuindo para a redução do consumo de energia, o revestimento também protege a estrutura contra solicitações termomecânicas e erosivas intensas, como o desgaste por partículas altamente duras e quentes transportadas com velocidade que atingem até 60 m/s [3]. Portanto, qualquer falha no desempenho desse revestimento resulta na interrupção da produção e em significativas perdas financeiras.

Nas últimas décadas, diversos trabalhos focaram na melhoria das propriedades dos refratários para aumentar o tempo de vida útil [4–7]. Avanços significativos também foram feitos nas tecnologias de instalação dos revestimentos a fim de diminuir os tempos de parada, aumentando a disponibilidade do equipamento para a produção. Com isso, muitas empresas passaram a utilizar refratários monolíticos, como concretos, para o revestimento dos calcinadores [6, 8]. No entanto, ainda há pouca atenção na otimização do projeto geométrico dos revestimentos refratários, um parâmetro tão importante quanto as propriedades intrínsecas do material para seu desempenho e vida útil.

Nesse aspecto, um desafio significativo enfrentado pela indústria é a redução do tempo de instalação do revestimento para minimizar o tempo ocioso do equipamento. Do ponto de vista de *design*, isso poderia ser obtido pela aplicação

de painéis de concreto maiores, já que a instalação do revestimento monolítico é feita por seções, semelhante a um tabuleiro de xadrez. No entanto, o aumento dos painéis leva a um problema recorrente que tem sido o trincamento desses painéis, resultando em paradas de produção para manutenção, demolição e reconstrução da parede. De fato, especialistas da indústria observam que a aplicação de painéis maiores resulta em ocorrências de trincas mais frequentes ou antes do esperado. Portanto, um dos objetivos da indústria em relação ao revestimento refratário é aumentar o tamanho dos painéis para acelerar a instalação sem afetar a integridade estrutural, destacando a importância de um projeto eficaz para alcançar esse objetivo.

O projeto de revestimentos de calcinadores de alumina apresenta um desafio multifacetado, pois deve contemplar o comportamento de painéis monolíticos curvos sujeitos a gradientes térmicos, cujas propriedades do material variam com a temperatura. Além disso, é necessário considerar as interações entre diferentes camadas e entre os painéis vizinhos, além da presença de âncoras. Apesar da existência de modelos analíticos que permitem prever o comportamento térmico e mecânico do revestimento e auxiliam na definição de parâmetros de projeto, como a espessura do revestimento e as juntas de expansão, esses modelos frequentemente apresentam limitações devido a considerações simplificadas das condições de contorno e das propriedades do material. Tipicamente, esses métodos assumem um domínio unidimensional e desconsideram a curvatura encontrada em painéis monolíticos de calcinadores de alumina, representando de forma imprecisa a resposta real do sistema. Portanto, projetos baseados exclusivamente nessas abordagens analíticas podem não atingir a solução ótima. Além disso, testes experimentais em larga escala são limitados pelos elevados custos associados, complexidades técnicas e condições de trabalho envolvidas.

Assim, modelos numéricos mostram-se promissores em superar esses desafios, fornecendo estimativas mais precisas do comportamento dos processos industriais, pois suas suposições básicas estão mais próximas das complexidades do mundo real. Vários autores têm investigado o comportamento termomecânico de revestimentos refratários utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF),

principalmente para a indústria do aço [9–14]. Tais estudos avançaram significativamente na modelagem e compreensão do comportamento termomecânico dos revestimentos refratários e podem ser expandidos para outras aplicações.

Nesse contexto, o objetivo deste trabalho é aprimorar a compreensão e o projeto do revestimento refratário em calcinadores de alumina, por meio da aplicação de uma metodologia numérica consolidada. Essa abordagem permitirá considerar aspectos não abordados pelos modelos analíticos, como variações não uniformes de temperatura, alterações nas propriedades do material em diferentes temperaturas, o atrito entre os componentes, a curvatura dos painéis devido ao formato cilíndrico do calcinador, entre outros. Por meio do desenvolvimento de um modelo mais avançado do processo, será possível avaliar a influência de diferentes parâmetros de projeto no perfil térmico e no estado de tensões do revestimento, identificando configurações que possam minimizar potenciais falhas estruturais.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo geral

Este estudo pretende fornecer uma compreensão mais detalhada dos parâmetros que afetam o desempenho dos revestimentos refratários em calcinadores de alumina. Espera-se que os resultados contribuam para o desenvolvimento de projetos de revestimento mais eficazes e duradouros, minimizando os tempos de parada e prevenindo a ocorrência de grandes trincas que comprometam a integridade do revestimento.

2.2 Objetivos específicos

Para atingir os objetivos gerais, listam-se as seguintes etapas de desenvolvimento:

- Realizar uma revisão bibliográfica sobre os modelos analíticos existentes na literatura;
- Desenvolver um modelo numérico que melhor represente as condições reais dos revestimentos refratários de calcinadores de alumina;
- Avaliar o perfil térmico obtido ao longo do revestimento;
- Investigar a influência do coeficiente de atrito entre as camadas do revestimento, identificando seu impacto nas análises mecânicas e determinando valores apropriados para simulações;
- Explorar o efeito de parâmetros geométricos no perfil térmico, no perfil de tensões e no comportamento de expansão, incluindo:

- Curvatura
 - Dimensões do painel
 - Espessura da camada de concreto
-
- Analisar a interação entre painéis vizinhos e seus efeitos no comportamento termomecânico do revestimento;
 - Aplicar critérios de falha para identificar configurações otimizadas que equilibrem o tamanho dos painéis com a integridade estrutural do revestimento.

3 JUSTIFICATIVA

O desenvolvimento de modelos mais eficientes e precisos para o projeto de revestimentos refratários em calcinadores de alumina é de extrema importância, tanto do ponto de vista econômico quanto tecnológico.

Primeiramente, é essencial considerar o impacto financeiro das paradas não planejadas na produção de alumina. Utilizando como exemplo um calcinador de leito fluidizado circulante (CFB) de 5ª geração projetado pela Metso Outotec, com capacidade de produção de 3.500 toneladas de alumina por dia [15], a magnitude das perdas financeiras torna-se evidente. Um período de inatividade de duas semanas poderia resultar em uma perda de receita de aproximadamente US\$ 17 milhões, assumindo um preço de alumina de US\$ 350/tonelada. Além disso, os custos associados à compra e instalação de novos refratários variam entre US\$ 1,5 a 3 milhões [7]. Portanto, o aprimoramento do projeto dos revestimentos refratários, visando evitar essas paradas, é crucial para reduzir significativamente essas perdas financeiras.

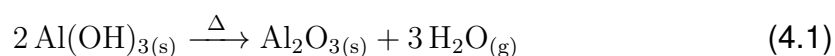
Em segundo lugar, a metodologia de modelagem adotada neste trabalho apresenta uma aplicabilidade ampla, podendo ser estendida para outros equipamentos que utilizam revestimentos refratários, assim como para uma variedade de materiais e condições de processo. A versatilidade da abordagem numérica desenvolvida permitirá a adaptação do modelo para diferentes contextos industriais, possibilitando uma análise detalhada do comportamento termomecânico dos revestimentos em diversas situações. Isso não só contribuirá para a melhoria do desempenho e da durabilidade dos revestimentos em calcinadores de alumina, mas também poderá beneficiar outras indústrias que utilizam materiais refratários em seus processos, promovendo avanços tecnológicos e econômicos em um espectro mais amplo de aplicações.

4 REVISÃO DA LITERATURA

4.1 O processo de calcinação

O processo de obtenção de alumina a partir do minério de bauxita foi desenvolvido e patenteado pelo químico austríaco Karl Josef Bayer em 1888 e hoje é responsável por mais de 95% da produção mundial de alumina [16]. Resumidamente, o processo Bayer consiste na purificação da bauxita por meio da dissolução dos minerais contendo alumínio, separação das impurezas e recristalização desses minerais. No final deste processo, obtém-se um hidróxido de alumínio mais puro, que é calcinado a alta temperatura para a obtenção de alumina. É nesta etapa final de calcinação que o presente trabalho se centraliza. Um detalhamento maior sobre o processo Bayer pode ser conferido em [17–19].

Do ponto de vista químico, calcinação refere-se ao aquecimento de qualquer substância sólida a alta temperatura visando à decomposição térmica, transição de fase ou remoção de fases voláteis, sem fusão [20]. Assim, a calcinação do hidróxido de alumínio tem como objetivo a remoção das hidroxilas estruturais, também chamadas de “água de cristalização”, para a formação do óxido de alumínio, conforme a reação:



4.1.1 Fases da alumina e suas aplicações

A alumina obtida a partir da reação 4.1 pode se apresentar na sua forma termodinamicamente mais estável, a fase $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ ou coríndon, ou em uma série

de polimorfos metaestáveis, conhecidos como “aluminas de transição”, dependendo das condições do processo como temperatura, pressão, composição da atmosfera, e características do hidróxido precursor, como fase, granulometria e quantidade de impurezas [21–23]. Diversos estudos investigaram o processo de decomposição térmica do hidróxido de alumínio [1, 23], revelando a existência de pelo menos sete fases cristalográficas para a alumina calcinada, que diferem entre si na estrutura cristalina e em propriedades físico-químicas como a área superficial. As principais rotas de transformação dos hidróxidos de alumínio são sumarizadas na Figura 4.1.

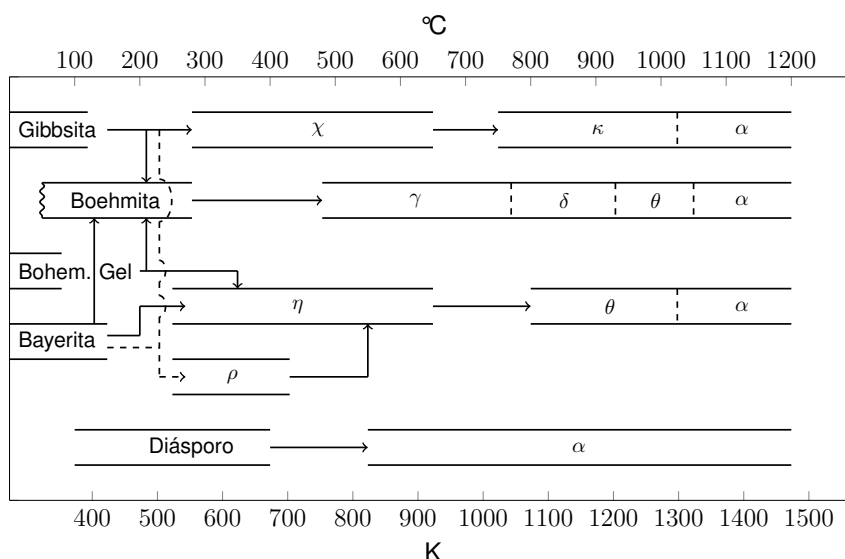


Figura 4.1. Rotas de decomposição térmica dos hidróxidos de alumínio (adaptado de [1]).

Mesmo sendo a α - Al_2O_3 a única fase estável termodinamicamente, existe um grande interesse tecnológico nas aluminas de transição, em especial a γ - Al_2O_3 , devido à sua elevada área superficial e atividade catalítica, que a torna excelente para aplicações como catalisadores ou suporte para catalização, como materiais absorventes, entre outros [23]. Outra alumina de transição bastante utilizada é a ρ - Al_2O_3 , uma fase amorfa também chamada de alumina hidratável e conhecida comercialmente como “Alphabond”. Sua principal aplicação é como ligante hidráulico em concretos refratários ou matrizes cerâmicas [24, 25].

Apesar da diversidade de fases e aplicações da alumina, mais de 90% da

alumina produzida pelo processo Bayer é usada para a produção de alumínio por meio do processo Hall-Héroult [19]. Para tal, é desejável que se obtenha ao final da etapa de calcinação uma alumina conhecida na indústria como SGA (do inglês *smelting grade alumina*) ou alumina de grau metalúrgico. Este produto é geralmente constituído de aluminas de transição (γ e θ) com um teor da fase alfa abaixo de 5%, presente na superfície das partículas nas regiões do aglomerado expostas a maiores temperaturas durante a calcinação [26,27]. Outras especificações químicas e físicas da alumina SGA, como pureza, granulometria, perda ao fogo, densidade, ângulo de repouso e área superficial específica, são controlados por parâmetros ao longo do processo Bayer.

4.1.2 Tecnologias de calcinação

A etapa de calcinação do hidróxido de alumínio ocorre a nível industrial em um equipamento conhecido como calcinador. Historicamente, os primeiros equipamentos eram fornos estáticos do tipo revérbero, um equipamento intermitente onde o aquecimento do produto era realizado indiretamente por convecção gasosa e radiação térmica em uma câmara fechada [18,28]. Essa tecnologia apresentava baixa capacidade de produção e eficiência energética.

Por volta de 1935, iniciaram-se mudanças em direção ao uso de fornos rotativos [2]. Resumidamente, o calcinador rotativo é um cilindro de aço inclinado, revestido com tijolos refratários, que é rotacionado em torno de seu eixo por um motor. O hidróxido de alumínio é alimentado na extremidade mais alta do forno e se move em direção à extremidade oposta, onde queima-se óleo ou gás, sendo o $\text{Al}(\text{OH})_3$ transformado ao longo do percurso. Esse sistema atua em regime contínuo [19].

A partir das décadas de 1950 e 1960, estudos visando melhorar a eficiência energética da calcinação levaram à adaptação da tecnologia de leito fluidizado

para a produção de alumina. Duas abordagens distintas foram desenvolvidas e introduzidas à indústria na mesma época. A Alcoa desenvolveu a tecnologia conhecida como *fluid flash calciner*, e a Lurgi (atualmente Metso Outotec), juntamente com a VAW, desenvolveram o calcinador CFB (*circulating fluid bed calciner*) [29, 30]. Ambas as tecnologias funcionam segundo princípios básicos comuns. Leito fluidizado refere-se a um fenômeno físico em que um particulado sólido encontra-se em condições que o fazem comportar-se como um fluido. Assim, na tecnologia de leito fluidizado para a calcinação da gibsite, o hidróxido é transportado por um escoamento de ar através de uma série de dutos e vasos da unidade de calcinação, onde é gradualmente aquecido, calcinado e, ao final, resfriado.

As vantagens comparativas dos calcinadores de leito fluidizado, como maior volume de produção, menor consumo energético, menor custo de manutenção, maior uniformidade e reprodutibilidade na qualidade do produto, entre outros, levaram à adoção desta tecnologia pela maioria das refinarias de alumina nas últimas décadas [17, 28, 29, 31]. A Tabela 4.1 lista valores típicos de consumo de energia específico, tempo de residência, temperatura de calcinação, porcentagem de α -alumina e capacidade produtiva destes equipamentos.

Tabela 4.1. Consumo de energia, tempo de residência, temperatura, conteúdo de α -alumina e capacidade produtiva típicos das tecnologias de calcinação de hidróxido de alumínio (adaptado de [31]).

	Forno rotativo	Calcinador de leito fluidizado	
		Fluid Flash	Circulating Fluidised Bed
Energia específica [GJ/t produto]	4,2 - 5,5	3,0 - 3,3	2,8 - 3,2
Tempo de residência na zona quente do forno [s]	2.000 - 10.000	1 - 2	180 - 300
Temperatura de calcinação [°C]	1100	1100	950
Faixa de α-Al₂O₃ [%-p]	5 - 20	4 - 10	1 - 8
Capacidade produtiva [t/dia]	1000	2700	3500

Nota-se na Tabela 4.1 a maior eficiência energética dos calcinadores de leito

fluidizado, em especial os CFB, que alcançam valores de consumo energético mais próximos ao valor teórico para a calcinação de $\text{Al}(\text{OH})_3$, de 2 GJ por tonelada de alumina [28, 31]. Observa-se também um aumento expressivo na capacidade produtiva desses equipamentos em comparação aos fornos rotativos inicialmente utilizados.

A maior eficiência dos calcinadores de leito fluidizado pode ser explicada pelo contato mais íntimo e uniforme entre o material sólido e os gases quentes, resultando em uma transferência de calor mais eficaz. Além disso, a capacidade de reutilizar gases quentes exaustos para pré-aquecer o material alimentado e a utilização de múltiplos estágios de resfriamento, onde o calor residual é recuperado e reaproveitado, contribuem significativamente para a redução do consumo energético. Essas características permitem que os calcinadores de leito fluidizado alcancem uma eficiência energética superior em comparação com tecnologias mais antigas, como os fornos rotativos.

4.1.3 Descrição do calcinador CFB

A Figura 4.2 mostra um arranjo esquemático de um calcinador CFB da Metso Outotec, equipamento utilizado pela Hydro Alunorte, Brasil, a maior refinaria de alumina do mundo fora da China. Basicamente, este equipamento é constituído por uma série de dutos e vasos, revestidos com material refratário, através dos quais o hidróxido de alumínio é transportado pneumáticamente em leito fluidizado, sendo seco, calcinado e resfriado.

O processo pode ser dividido em duas etapas de pré-aquecimento, a etapa de calcinação propriamente dita, e três etapas de resfriamento. Seguindo a ordem do fluxograma apresentado na Figura 4.2, o hidróxido de alumínio (também chamado nesta indústria de “hidrato”) é alimentado por um silo (A) e segue ao primeiro venturi (B), onde ocorre a etapa I de pré-aquecimento. Nesta etapa, o

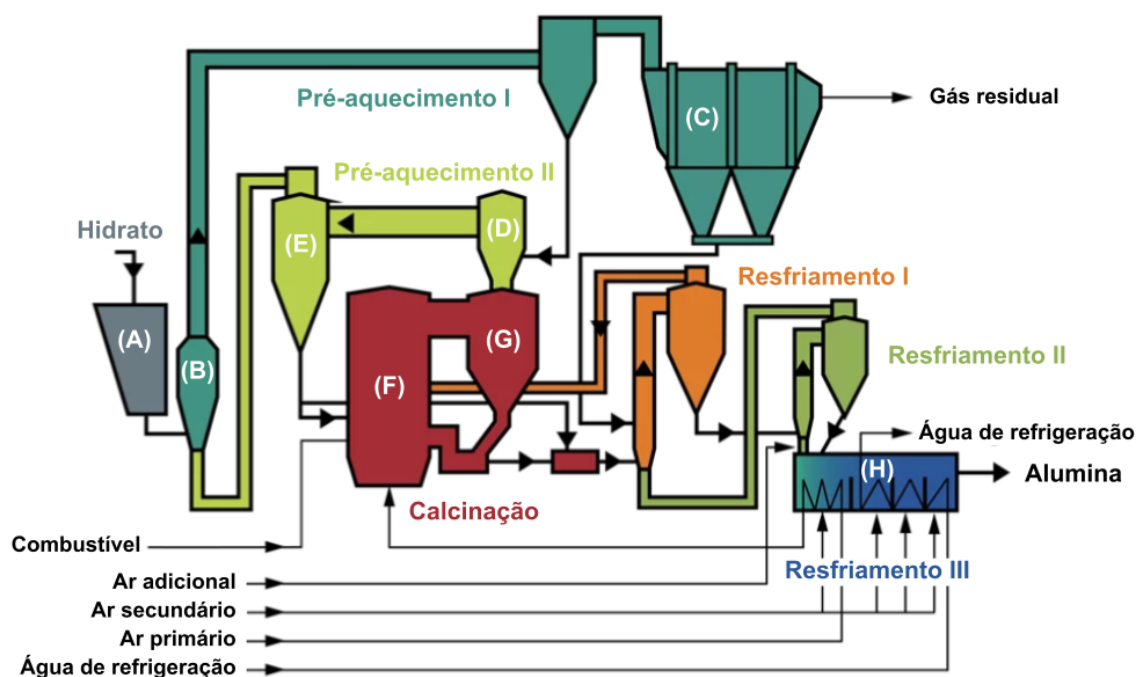


Figura 4.2. Ilustração da 5ª geração de calcinadores CFB da Metso Outotec. Adaptado de [15].

hidróxido perde sua umidade devido à troca de calor com os gases provenientes do ciclone de alimentação (E) da fornalha, numa temperatura entre 150 °C e 220 °C. O material é então transportado pneumaticamente ao precipitador eletrostático (C), onde é separado do gás, e em seguida transferido a um venturi (D) para a etapa II de pré-aquecimento. Nesta etapa, os sólidos entram em contato com o gás exausto quente que deixa o topo do ciclone de reciclo (G) da fornalha. Aqui, devido à alta temperatura do gás (~950 °C), o hidróxido é parcialmente decomposto. Os sólidos são novamente separados pelo ciclone de alimentação (E) da fornalha e transportados para a etapa de calcinação.

A calcinação final do hidróxido pré-aquecido e parcialmente decomposto ocorre no forno de leito fluidizado circulante, também chamado de fornalha (F). Nesta etapa, o calor necessário é gerado pela combustão direta de óleo combustível ou gás natural em queimadores ao fundo do vaso, mantendo a temperatura deste entre 980 °C e 1000 °C. Os sólidos conduzidos para fora da fornalha devido à velocidade de fluidização (~ 60 m/s) são recuperados pelo ciclone de reciclo (G). Por fim, a alumina descarregada da etapa de calcinação segue para ser resfriada

em dois estágios de resfriamento direto, por contato com ar em contra-corrente, e um estágio de resfriamento indireto num resfriador de leite fluidizado (H), onde serpentinas com água realizam a última troca de calor, ajustando a temperatura final do produto [18, 32–35]. O tempo total médio de residência do sólido, desde a alimentação do hidróxido até a retirada da alumina calcinada, é de aproximadamente 20 minutos, e a capacidade máxima de produção deste processo é de 3500 toneladas de alumina por dia [15].

Nota-se que este processo foi projetado visando uma alta eficiência energética por meio do reaproveitamento do calor emitido em diferentes estágios. Assim, os gases exaustos vindos da fornalha são utilizados para o aquecimento do hidróxido nos estágios de pré-aquecimento, e o ar aquecido nos estágios de resfriamento, devido ao contato em contra-corrente com a alumina, é reutilizado na fornalha como ar de combustão [33].

4.2 Projeto do revestimento refratário do calcinador

Devido às condições do processo de calcinação, grande parte dos equipamentos é revestida com material cerâmico refratário. Por definição, materiais cerâmicos refratários são sólidos inorgânicos, não metálicos, capazes de manter sua habilidade funcional em temperaturas elevadas, geralmente sob condições severas de uso [36]. Essa capacidade é normalmente referenciada como refratariedade. Apesar de existir na natureza uma gama de materiais refratários, os que atendem simultaneamente os critérios técnicos e econômicos para serem utilizados em processos industriais são geralmente óxidos, nitretos, carbetos e boretos de alumínio, silício, cálcio e magnésio, além do carbono em suas diferentes fases alotrópicas [28].

O revestimento refratário dos equipamentos que operam a alta temperatura possui duas funções principais: (i) isolamento térmico, visando a proteção da

estrutura metálica e a minimização do consumo de energia; (ii) estrutural, suportando as solicitações físicas e químicas do processo. Nos calcinadores CFB, as temperaturas atingem o ápice de 900 °C a 1100 °C na fornalha, região que também é exposta a forte erosão por partículas sólidas. Um refratário com baixa condutividade térmica é desejado para minimizar a transferência de calor do interior do forno através do revestimento. Os refratários isolantes térmicos, entretanto, geralmente são bastante porosos e portanto são pouco resistentes às tensões e à erosão do processo. Por conta disso, o revestimento dos calcinadores costuma ser composto por uma dupla camada de materiais [4, 28]. Um refratário poroso é aplicado diretamente sobre a carcaça metálica e, sobre ele, é utilizado um refratário denso, comumente chamado de “camada de trabalho” ou “refratário de face quente”, capaz de suportar as solicitações termomecânicas do processo. Ambas as camadas podem ser constituídas por tijolos pré-formados ou por painéis monolíticos moldados *in situ*.

O projeto do revestimento refratário é uma tarefa complexa que envolve a seleção do material com as propriedades mais adequadas às condições do processo, concomitantemente à definição de aspectos geométricos, como o dimensionamento dos painéis e das juntas de expansão, a geometria e disposição das âncoras, entre outros.

4.2.1 Seleção do material

A seleção do melhor refratário é frequentemente baseada na avaliação de suas propriedades térmicas, químicas e mecânicas.

Isolamento térmico

No quesito isolamento térmico, a condutividade térmica do material é o parâmetro mais relevante no caso de processos contínuos [37]. Essa propriedade representa a habilidade de um material de transferir calor na presença de um gradiente térmico e é expressa em watts por metro por Kelvin ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$). Quanto menor a condutividade térmica, menor o fluxo de calor através do material e, conseqüentemente, menor a perda de energia do sistema [38]. Dessa forma, o desempenho de um material isolante é tanto melhor quanto menor a sua condutividade térmica.

O comportamento da condutividade térmica dos materiais cerâmicos foi e continua sendo alvo de intenso estudo pela comunidade científica [38]. De uma forma geral, a condutividade efetiva da cerâmica compreende a soma da contribuição de três mecanismos agindo em escala atômica, sendo eles: condução, convecção e radiação.

Em suma, condução é a transferência de calor das partículas mais energéticas para partículas vizinhas menos energéticas, por meio da interação entre elas. Em fluidos, a transferência de calor por condução ocorre por meio de colisões entre os átomos. No caso de sólidos não condutores elétricos, como os refratários, a condução térmica ocorre por meio de vibrações da rede cristalina do material (fônons), enquanto nos sólidos condutores elétricos, a condução térmica ocorre tanto pela propagação de fônons como pela movimentação de elétrons livres. A convecção é a transferência de energia entre uma superfície sólida e o fluido adjacente, que está em movimento. Por fim, a radiação é a energia emitida por toda matéria acima do zero absoluto (0 K) na forma de ondas eletromagnéticas [39].

Cada mecanismo de transferência de calor se comporta de uma forma em função da temperatura, o que leva a condutividade efetiva do material a seguir um comportamento distinto para diferentes faixas de temperatura. Em temperaturas relativamente baixas, a condutividade térmica dos materiais cerâmicos diminui com o aumento da temperatura devido à redução do livre caminho médio dos fônons, i.e., em razão da maior dificuldade de transferência de energia por meio

do mecanismo de condução. Já em temperaturas maiores, especialmente nas temperaturas dos processos que utilizam isolantes refratários ($>800\text{ }^{\circ}\text{C}$), a condutividade térmica dos materiais cerâmicos passa a aumentar com o aumento da temperatura devido ao crescimento da intensidade de radiação emitida, aumentando significativamente a transferência de energia pelo mecanismo de radiação [38, 40]. Com isso, o conhecimento da propriedade nas temperaturas de operação é de extrema importância para a adequada seleção do material.

A Tabela 4.2 mostra os valores típicos de condutividade de alguns isolantes comerciais na faixa de temperatura entre 800 e $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$. A maioria deles são composições de alumina e sílica.

Tabela 4.2. Condutividade térmica e parâmetros microestruturais de isolantes comerciais [38].

Geometria	Faixa de porosidade (%)	Faixa de tamanho de poros	Condutividade térmica ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$)
Tijolos	50 – 85	Centenas de microns até milímetros	0,2 – 1,5
Mantas cerâmicas fibrosas	85 – 98	Diâmetro da fibra: 5 até $30\text{ }\mu\text{m}$	0,08 – 0,4
Microporosos	>90	$<0,1\text{ }\mu\text{m}$	$<0,1$

A condutividade térmica efetiva de um material pode ser reduzida com a engenharia da microestrutura a partir da compreensão dos parâmetros que afetam cada mecanismo de transporte de calor. Genericamente, a condutividade térmica de cerâmicas diminui com o aumento da concentração de defeitos e da fração volumétrica de poros, devido à menor condutividade térmica do gás, e especialmente poros fechados e com diâmetro entre $0,5$ e $10\text{ }\mu\text{m}$, devido ao maior espalhamento dos fótons de radiação térmica nesta faixa de tamanho para temperaturas próximas a $1500\text{ }^{\circ}\text{C}$ [38, 40]. No entanto, a resistência mecânica do material decai mediante a presença dos mesmos fatores, daí a necessidade da utilização de outro material para a função estrutural.

Resistência mecânica

Para a camada de trabalho, as propriedades mais relevantes para o processo de calcinação são as resistências às tensões termomecânicas e à erosão.

A resistência à tensão representa o máximo valor suportado pelo material antes da fratura e pode ser obtida a partir de ensaios que submetem o material a tensões trativas (como o ensaio de flexão em três pontos) ou compressivas (como o ensaio de compressão uniaxial) e é representada em unidade de megapascal (MPa). O comportamento dos materiais cerâmicos difere bastante frente a tensões de tração *versus* de compressão. Geralmente, a resistência à compressão é cerca de duas a dez vezes superior à resistência à tração desses materiais [41], uma vez que a formação e propagação de trincas a partir de defeitos na superfície são mais prováveis quando é imposta uma tensão de tração. Revestimentos refratários são geralmente submetidos a cargas compressivas devido à expansão térmica dos materiais [41], quando estão instalados nos revestimentos dos equipamentos. Entretanto, a possibilidade do desenvolvimento de tensões trativas não deve ser negligenciada, uma vez que ela é mais crítica para a integridade da estrutura.

A resistência à erosão é a capacidade de um material resistir à perda de material causada pelo impacto e desgaste por partículas sólidas e é geralmente expressa em unidades de massa (g) ou de volume (cm³). Nos calcinadores CFB, os componentes são constantemente solicitados quanto ao desgaste erosivo pelas partículas de alumina, sendo este um importante aspecto no processo seletivo de materiais para esta aplicação.

Um ponto importante a ser considerado na avaliação das duas propriedades mecânicas descritas anteriormente é a temperatura de realização do ensaio. Assim como a condutividade térmica, as propriedades mecânicas dos materiais refratários são fortemente afetadas pela temperatura. Materiais tipicamente elásticos e frágeis a temperatura ambiente tendem a apresentar comportamento viscoelástico e fluência a altas temperaturas [42]. Dessa forma, a curva tensão – deformação de um material a alta temperatura pode diferir completamente da

do mesmo material a temperatura ambiente, como pode ser observado na Figura 4.3. Nesta figura, nota-se a queda expressiva do módulo elástico (refletida na inclinação inicial da curva), bem como o aumento da ductilidade e tenacidade do material com o aumento da temperatura de ensaio acima de 1094 °C, para um refratário aluminoso com 70 % de alumina.

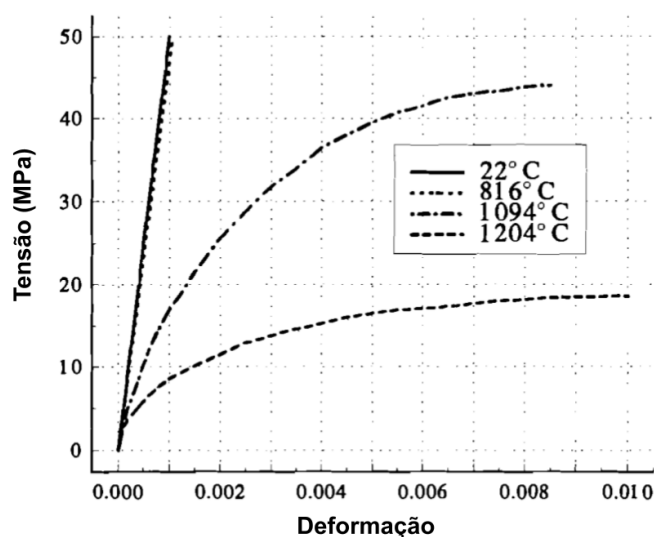


Figura 4.3. Ensaio de compressão de refratários aluminosos com 70% de alumina realizados em diferentes temperaturas [42].

Da mesma forma, o comportamento à erosão do material é significativamente alterado à medida que o refratário adquire características de materiais dúcteis em altas temperaturas [3]. Fatores como o ângulo de impacto de maior desgaste e as taxas de erosão são modificados por conta dos diferentes mecanismos de erosão para materiais frágeis e dúcteis, como ilustrado na Figura 4.4.

Para materiais frágeis, o desgaste é predominantemente associado à iniciação e propagação de trincas, sendo mais severo em ângulos de impacto próximos a 90°, como observado na Figura 4.4 para o ensaio realizado a 25 °C. Em contraste, materiais dúcteis respondem à erosão principalmente pela capacidade de deformar plasticamente em resposta ao impacto das partículas. Em altas velocidades de impacto, as partículas induzem deformações plásticas localizadas na superfície do material. Este processo absorve energia cinética significativa, dissipando-a por deformações plásticas em vez de resultar em fraturas catastróficas, como em materiais frágeis. A deformação plástica resulta na formação

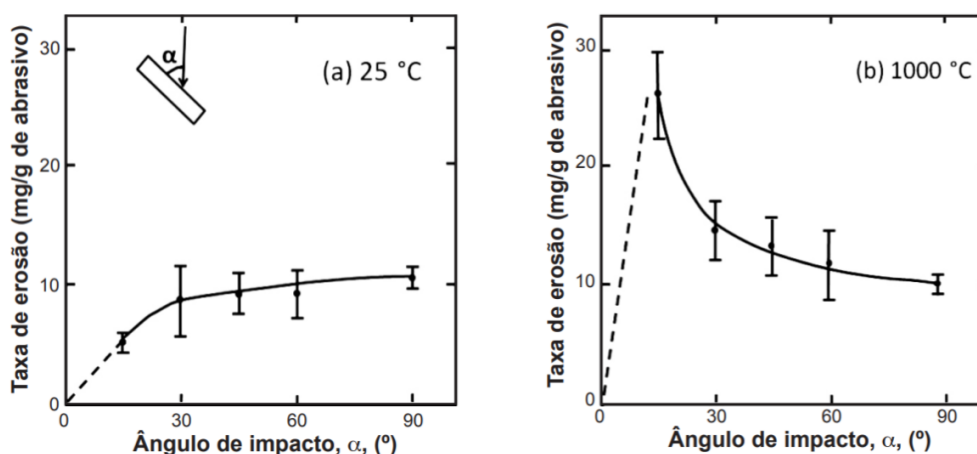


Figura 4.4. Taxa de erosão em função do ângulo de impacto de um concreto refratário com 95% de alumina ensaiado a (a) 25 °C e (b) 1000 °C [43].

de ondulações, sulcos ou amassamentos na superfície do material. A remoção de material ocorre quando essas deformações são suficientemente severas para que o material seja deslocado ou “arrancado” da superfície. Esse processo é mais eficiente em ângulos de impacto rasantes (tipicamente próximos a 15°), onde a energia do impacto é direcionada de forma mais eficaz para causar deformação plástica localizada. Esse comportamento pode ser observado na Figura 4.4 para o ensaio realizado a 1000 °C. À medida que a temperatura aumenta, o material absorve a energia cinética de forma mais eficaz por meio da deformação plástica, caracterizando o comportamento típico de materiais dúcteis em altas temperaturas.

Assim, a classificação dos melhores materiais para o revestimento de calcinadores deve ser baseada na avaliação das propriedades em função da temperatura, o que não é o caso da maioria das informações fornecidas pelos fabricantes de refratários.

Por fim, a resistência ao choque térmico é um importante parâmetro no projeto do revestimento de calcinadores, o qual é exposto a severas variações de temperaturas em algumas regiões, como onde ocorre a entrada de ar de fluidização em temperaturas bem mais baixas que às do forno. Além disso, paradas para manutenção também tendem a impor severa solicitação térmica sobre os refratários, uma vez que o resfriamento, e posterior reaquecimento, são frequen-

temente acelerados visando reduzir o tempo de ócio do equipamento [4].

A capacidade de um material resistir ao choque térmico é influenciada por vários fatores, como a magnitude da variação da temperatura, a taxa de mudança de temperatura e as propriedades mecânicas e térmicas do material. A resistência ao choque térmico é maior para materiais que apresentam maiores resistência à tração e condutividade térmica, assim como menores módulo de elasticidade e coeficiente de expansão térmica [44].

A literatura indica diversos tipos de ensaios para avaliação do dano por choque térmico de materiais refratários. Tipicamente, o material é submetido a uma brusca variação de temperatura (como a remoção da amostra de um forno e exposição ao ar) e é medida a queda de alguma propriedade mecânica (como o módulo elástico ou o módulo de ruptura) após alguns ciclos de choque térmico [45].

4.2.2 Projeto geométrico

O projeto geométrico da unidade de calcinação deve andar sincronicamente à seleção dos materiais. De um lado, as propriedades do material ditam se o mesmo é capaz de suportar as cargas mecânicas e demais solicitações do processo. De outro, a magnitude das solicitações térmicas e termomecânicas são afetadas por sua geometria.

A seguir são apresentados alguns parâmetros geométricos do projeto do revestimento de calcinadores e sua influência no carregamento da estrutura.

Espessura

Um dos parâmetros críticos no projeto do revestimento refratário é a espessura dos componentes. A espessura afeta diretamente o perfil térmico ao longo

do revestimento, onde uma menor espessura resulta em uma diferença de temperatura reduzida entre as faces quente e fria do material. Esse fenômeno pode ser descrito utilizando modelos analíticos como a equação de Fourier:

$$q = -k \frac{dT}{dx} \quad (4.2)$$

onde dT/dx representa o gradiente de temperatura entre as faces quente e fria do material (K m^{-1}), q é o fluxo de calor na área normal a essas faces ($\text{J m}^{-2} \text{s}^{-1}$) e k é a condutividade térmica do material ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$)

Ao considerar esses aspectos, a disposição e a espessura dos componentes cerâmicos são determinadas com o objetivo de proteger a carcaça metálica e manter o gradiente térmico dentro dos valores desejados. Este modelo permite somente prever o comportamento térmico do sistema na condição estacionária. A fim de se analisar problemas mais complexos, há a necessidade de se considerar o princípio de conservação da energia, o qual é descrito pela equação de transferência de calor em meios sólidos, a qual será descrita na seção 5.3.1.

Além disso, outros fatores críticos na definição da espessura do revestimento incluem as tensões termomecânicas geradas devido ao gradiente térmico e a taxa de erosão da camada de trabalho pelas partículas de alumina, que tendem a diminuir a espessura ao longo do tempo.

Juntas de expansão

A maioria dos materiais se expandem quando aquecidos. A equação de dilatação linear é o modelo mais simples utilizado para prever a expansão térmica de materiais submetidos a uma variação de temperatura. Sua formulação clássica é dada por:

$$\Delta L = L_0 \alpha \Delta T \quad (4.3)$$

onde ΔL é a variação da dimensão analisada (m), L_0 é a dimensão inicial (m), α é o coeficiente de expansão térmica linear na direção analisada ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), e ΔT a variação de temperatura ($^{\circ}\text{C}$).

A definição de deformação de engenharia é dada por:

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (4.4)$$

Assim, a deformação no material devido à expansão térmica é dada por:

$$\varepsilon = \alpha \Delta T \quad (4.5)$$

No caso onde não há restrição à expansão, o material expande conforme o valor calculado pela Equação 4.3 e é livre de tensões. A estrutura de um revestimento refratário, entretanto, é geralmente restringida, em algum grau, contra a sua completa expansão. Assumindo a total restrição à expansão, a tensão térmica uniaxial, considerando o regime elástico, pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$\sigma = E \alpha \Delta T \quad (4.6)$$

onde E é o módulo elástico do material (GPa).

Na prática, a expansão do revestimento não é totalmente restringida. Juntas de expansão são espaços vazios estrategicamente deixados entre painéis refratários adjacentes, cuja função é permitir a expansão do revestimento, a fim de reduzir as tensões geradas na estrutura. Pouca informação é encontrada na literatura a respeito do dimensionamento das juntas de expansão de materiais refratários. É reportada a utilização da Equação 4.3 como uma estimativa da junta de expansão [28], como ilustrado na Figura 4.5.

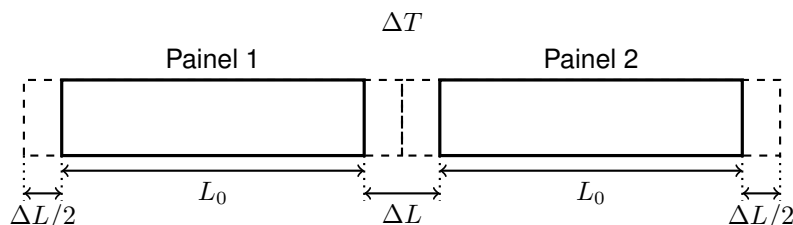


Figura 4.5. Ilustração esquemática da variação dimensional linear entre dois painéis iguais submetidos à mesma variação de temperatura.

Para o caso de monolíticos, é preciso considerar a retração linear após queima

(r) do material, da seguinte forma:

$$\Delta L = L_0 (1 - r) \alpha \Delta T \quad (4.7)$$

Essas equações simplificadas apresentam diversas limitações. Primeiro, não consideram a presença de um gradiente térmico ao longo da espessura do painel. Também não consideram a dependência das propriedades com a temperatura, não permitem adicionar restrições aos deslocamentos e nem outros elementos ao sistema, como âncoras e contato com outras camadas. Além disso, no projeto das juntas de expansão do revestimento, a situação ideal seria deixar uma leve compressão, de cerca de $\frac{1}{6}$ a $\frac{1}{5}$ da resistência à compressão do refratário, na interface entre os painéis [46], o que também não é considerado nas equações utilizadas atualmente.

Ancoragem

Embora o sistema de ancoragem não seja o foco do presente trabalho, é importante destacar sua relevância prática. A aplicação de revestimentos refratários monolíticos depende fundamentalmente de âncoras para garantir a sua fixação durante a operação e preservar a integridade do revestimento em caso de falhas, evitando o colapso total da estrutura.

Há uma ampla variedade de âncoras, tanto em termos de materiais quanto de formatos e configurações. Âncoras cerâmicas são frequentemente utilizadas em ambientes com oxidação, corrosão ou temperaturas acima de 1100 °C. No entanto, devido ao custo elevado e às dificuldades na aplicação, as âncoras metálicas são preferidas sempre que possível. Além disso, existe uma infinidade de formatos de âncora disponíveis no mercado, sem um consenso claro sobre qual oferece o melhor desempenho. Muitas geometrias são criadas para resolver problemas específicos e acabam continuando no mercado para fins gerais [47].

Além do material e do formato, o espaçamento entre âncoras e a sua distribuição espacial são parâmetros importantes. Eles garantem uma distribuição de

carga uniforme e evitam a propagação de trincas adjacentes. A Figura 4.6 ilustra alguns padrões típicos utilizados na aplicação de âncoras metálicas.

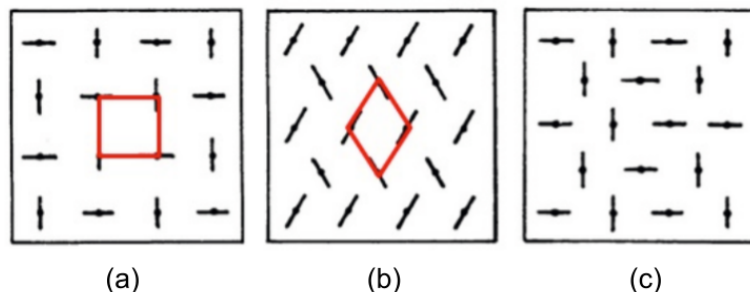


Figura 4.6. Padrões usuais de sistemas de ancoragem: (a) quadrado, (b) diamante e (c) escalonado [47].

É importante ressaltar que, na prática industrial, o projeto do sistema de ancoragem ainda é amplamente empírico. Ele geralmente se baseia em regras empíricas ou simplificações desenvolvidas ao longo de anos de experiência, muitas vezes por tentativa e erro. A complexidade envolvida na modelagem matemática de âncoras em revestimentos refratários, especialmente devido à geometria intrincada e ao grande *mismatch* entre os coeficientes de expansão térmica, no caso de âncoras metálicas, limita o desenvolvimento dessa área.

4.3 Simulação de revestimentos via Método dos Elementos Finitos

Os modelos analíticos utilizados atualmente no projeto de revestimentos refratários, apresentados na Subseção 4.2.2, são simplificações de modelos matemáticos baseados nas leis fundamentais da física, como as leis de conservação de energia (para um problema de transferência de calor) e de conservação de momentum (para um problema mecânico). Tais modelos, na sua forma mais geral, são constituídos por equações diferenciais parciais, cujas soluções dificilmente podem ser obtidas analiticamente ao considerar hipóteses e condições de contorno mais próximas da realidade. Com isso, métodos numéricos são fre-

quentemente utilizados para se obter uma solução aproximada satisfatória desses problemas.

Existem diversos métodos numéricos para problemas de valor de contorno, como o Método das Diferenças Finitas (MDF), Método dos Volumes Finitos (MVF), Método de Galerkin, Método de Rayleigh-Ritz, Método dos Elementos Finitos (MEF), entre outros [48, 49]. Dentre estes, o MEF é o mais difundido atualmente no mundo, devido às suas características de flexibilidade, estabilidade numérica e facilidade de implementação em sistemas computacionais.

Sucintamente, o Método dos Elementos Finitos pode ser visto como uma aplicação particular do método de Rayleigh-Ritz, no qual a equação diferencial é reformulada sob uma forma integral ponderada, conhecida como forma variacional ou forma fraca, e a solução é assumida como sendo uma combinação linear de coeficientes e funções de aproximação, também chamadas de funções de forma [50]. O diferencial do MEF está na discretização do domínio, transformando um problema definido num domínio complexo em um conjunto de pequenos subdomínios geometricamente mais simples, chamados de elementos finitos. Cada elemento é conectado aos elementos vizinhos por meio de nós, e o conjunto de elementos e nós é chamado de malha. A Figura 4.7 mostra uma malha de elementos finitos.

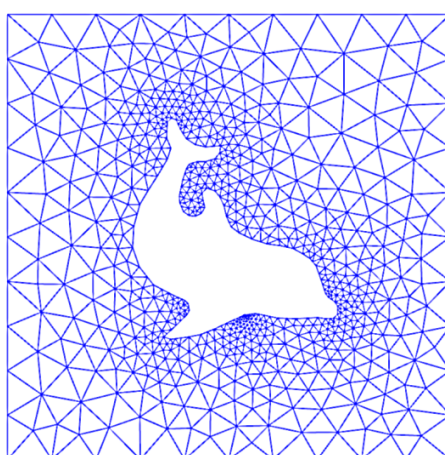


Figura 4.7. Discretização de um domínio complexo com elementos triangulares [51].

Assim, a equação é postulada em cada elemento e, em seguida, recombina-

se as equações locais dos elementos num sistema global de equações para o cálculo final.

Esse método foi inicialmente desenvolvido e utilizado nos campos da engenharia civil e aeronáutica para resolver problemas complexos de elasticidade e análise estrutural, em meados da década de 1960 [49]. Entretanto, o valor prático do MEF foi rapidamente reconhecido por outras áreas da engenharia, sendo hoje utilizado em diversos tipos de aplicações, como análises térmicas, fluidodinâmicas e eletromagnéticas, por exemplo. A popularidade do método foi também impulsionada pela evolução dos computadores e surgimento de *softwares* comerciais, como ANSYS, COMSOL e ABAQUS, assim como ferramentas *open source*, como FreeFEM e FEniCS.

Atualmente, uma simples busca no Google pelo termo “finite element” retorna mais de 100 milhões de resultados. Na base de dados Scopus, é possível encontrar mais de 840 mil trabalhos entre artigos, livros e outros, pesquisando pelo mesmo termo no título, resumo ou palavras-chaves. Ao refinar a busca incluindo o termo “refractor*” (o asterisco é utilizado para incluir tanto refractory quanto refractories), são encontrados 724 documentos, publicados a partir de 1971, sobre a aplicação do MEF em materiais refratários, sendo 92% destes publicados a partir de 1990. Ao analisar a evolução do número de publicações no tempo, é possível perceber a tendência de crescimento do uso da ferramenta nesta área, assim como em todas as áreas no geral.

A Figura 4.9 apresenta as palavras-chave mais utilizadas nesta base de documentos, excluindo os termos relacionados ao MEF e a materiais refratários, já que os mesmos já foram utilizados para filtrar a busca.

A Figura 4.9 indica que os aspectos térmicos e termomecânicos são os mais comumente abordados nesses trabalhos, como análises de perfil térmico, tensões térmicas, choque térmico e expansão térmica (*Heat transfer, Temperature field, Thermal stress, Thermal shock, Expansion*). Vários trabalhos focam no uso do MEF para revestimentos refratários (*Lining, Masonry*) e os equipamentos mais estudados são das indústria do ferro, aço e cimento, como alto fornos, panelas de aço e fornos rotativos (*Blast furnace, Steel ladle, Rotary kiln*). Nenhum

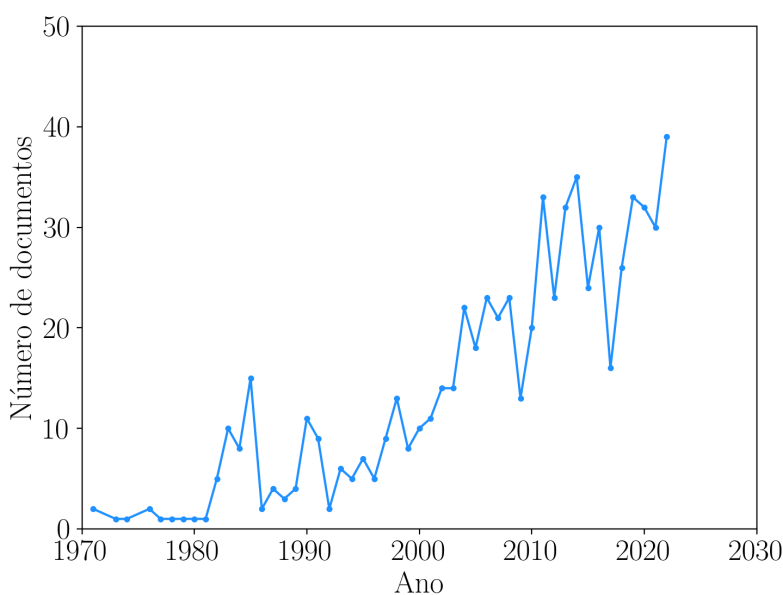


Figura 4.8. Evolução no número de documentos publicados na plataforma Scopus incluindo os termos “refractor*” e “finite element*” ou “FEM” ou “FEA” no tempo.

trabalho foi encontrado na literatura sobre a utilização do método para calcinadores de alumina.

Entretanto, esse conjunto de documentos inclui estudos não apenas relacionados a refratários estruturais, mas também a cerâmicas refratárias avançadas e a metais refratários. Ao filtrarmos ainda mais a busca, selecionando apenas os trabalhos que abordam a utilização do MEF para revestimentos refratários (incluindo os termos “lining”, “masonry” e “wall”), restam 218 trabalhos, publicados a partir de 1982, dos quais um grupo de 14 autores é responsável por 27 % das publicações. A Figura 4.10 mostra o número de publicações por autor.

A maior parte dos autores listados na Figura 4.10 trabalha em colaboração com os demais. Alain Gasser, Eric Blond, Amna Rekik e Jacques Poirier, afiliados à Universidade de Orléans, França, e Philippe Boisse estudaram o comportamento mecânico e termomecânico de estruturas revestidas com material refratário a partir de uma abordagem de homogeneização. Os primeiros trabalhos publicados modelaram o comportamento de ciclones de usinas termelétricas a carvão usando um método inverso, em que a estrutura complexa compreendida pela carcaça metálica, tubos e revestimento refratário é substituída por uma

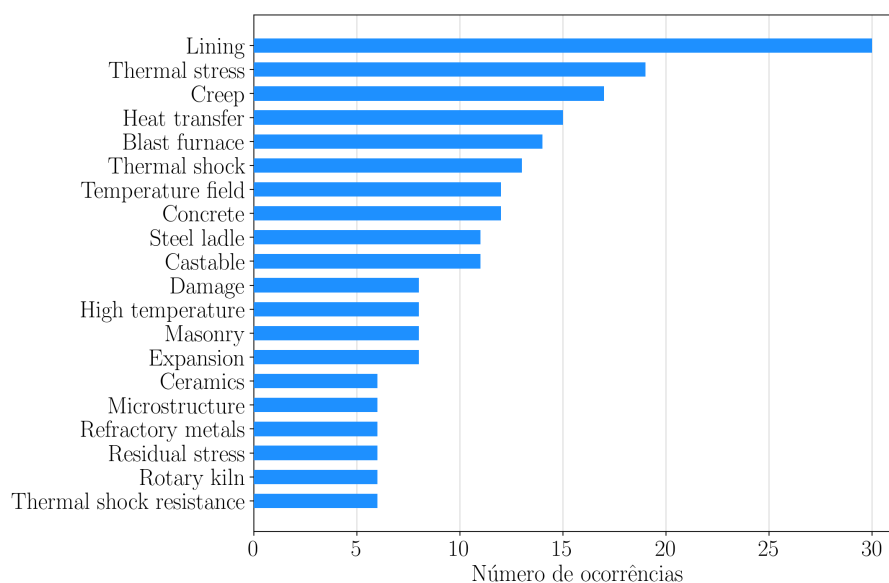


Figura 4.9. Palavras-chave mais utilizadas nos trabalhos publicados na plataforma Scopus incluindo os termos “finite element” ou “FEM” ou “FEA” e “refractor”.

carcaça equivalente contendo apenas duas camadas [52]. O modelo em escala local utilizado para identificar as propriedades da carcaça equivalente foi posteriormente aprimorado considerando também a presença de âncoras metálicas e juntas de expansão [53].

Trabalhos posteriores focaram majoritariamente na modelagem de painéis de aço utilizando uma abordagem similar à descrita anteriormente. Um volume elementar representativo da parede composta por tijolos refratários e juntas de expansão é submetido a uma série de carregamentos mecânicos para a identificação das propriedades do material homogêneo equivalente [54–56]. Avanços nesses estudos compreendem a consideração do estado de abertura/fechamento das juntas [11, 57–60] e das propriedades viscoelásticas do refratário a altas temperaturas [11, 59, 60]. Juntas tanto secas quanto com argamassa foram modeladas.

Outros trabalhos incluem o acoplamento de fenômenos de transporte de massa em análises de revestimentos a base de carvão de silício, para considerar a oxidação do material em serviço [61, 62]. O comportamento termomecânico de revestimentos contendo microtrincas também foi reportado [63, 64]. O trabalho mais recente utiliza a mesma abordagem de homogeneização para a análise do

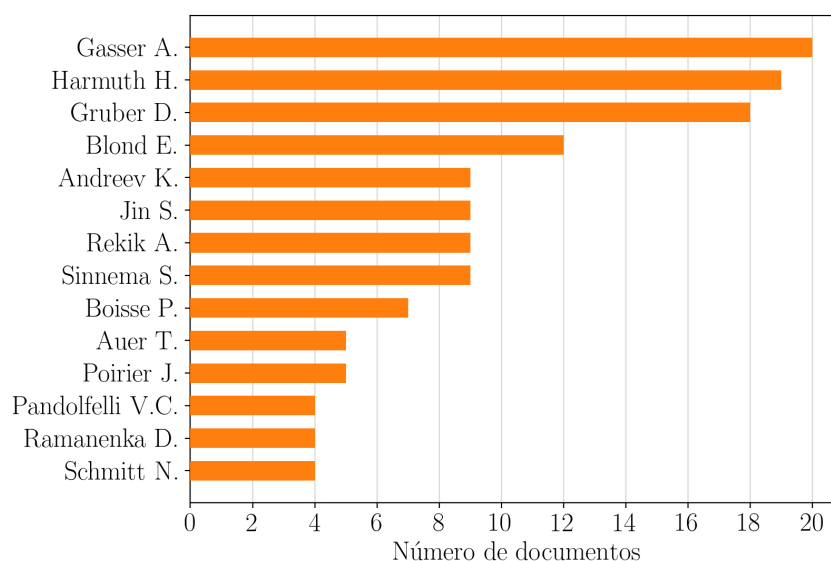


Figura 4.10. Número de documentos publicados na plataforma Scopus incluindo os termos “finite element*” ou “FEM” ou “FEA”, “refractor*” e “lining” ou “masonry” ou “wall” por autor, de 1982 a 2023.

comportamento mecânico do cadinho de alto forno [10].

As principais contribuições dos estudos de Harald Harmuth, Dietmar Gruber e Shengli Jin, da Universidade de Leoben, Áustria, são as análises da falha de revestimentos refratários de diversas aplicações, como painéis de aço [65–67], cadinho de alto forno [68], conversores a oxigênio [69], desgaseificadores a vácuo RH [13], carros torpedo [12] entre outros, a partir da utilização de leis constitutivas não-lineares para a modelagem dos mecanismos de deformação irreversível, como os modelos de Drucker-Prager e de Hillerborg. As análises são realizadas em células unitárias da estrutura, geralmente submetidas a vários ciclos térmicos.

Os trabalhos coordenados por Victor Pandolfelli são focados em análises térmicas transientes de revestimentos refratários visando economia de energia e redução de custos na seleção dos materiais que compõem sistemas multicomponentes [70–72]. Um estudo termomecânico do comportamento de blocos refratários aplicados em fornos de fusão de vidro também foi publicado, apontando os efeitos de alguns parâmetros de projeto, como a utilização de um sistema de resfriamento, a aplicação de diferentes curvas de aquecimento e três geometrias do furo do para apoio do eletrodo, na resposta termomecânica dos blocos [73].

Os trabalhos de Dmitrij Ramanenka são focados no entendimento do comportamento de fornos rotativos nos estados frio [74], quente [75], e durante as etapas de aquecimento e resfriamento [76].

Esses estudos têm aprimorado significativamente a compreensão do comportamento térmico e termomecânico de revestimentos refratários, melhorando as estimativas de temperaturas, tensões e deformações. No entanto, há ainda uma lacuna na literatura quanto à aplicação dessas metodologias para aprimorar o projeto de revestimentos refratários.

4.4 Coeficiente de atrito entre as camadas do revestimento

Um aspecto comum na maioria dos estudos que aplicam o Método dos Elementos Finitos (MEF) na simulação de revestimentos refratários é a necessidade de considerar as juntas de expansão e a interação de contato entre os diferentes elementos do revestimento, visando evitar níveis de tensão irreais. A negligência dessas interações pode resultar em uma superestimação das tensões, especialmente na interface entre materiais cerâmicos e metálicos, devido às disparidades nos coeficientes de expansão térmica. Para abordar este aspecto, o modelo de contato requer a consideração das forças normais e tangenciais entre as superfícies.

De acordo com o modelo de atrito de Coulomb, as forças tangenciais entre as superfícies em contato são proporcionais às forças normais que as mantêm unidas, sendo esta relação descrita pela equação:

$$F_t = \mu F_n \quad (4.8)$$

onde F_t é a força tangencial (N), μ é o coeficiente de atrito e F_n é a força normal (N).

Diversas metodologias são empregadas para determinar esse coeficiente, como experimentos em plano inclinado [77] ou configurações envolvendo tração por cabos [78]. Coeficientes de atrito específicos foram determinados para diferentes materiais refratários, por exemplo, 0,75 para tijolos de bauxita [54], 0,52 para tijolos de MgO-C [78], e 0,49 a 0,62 para tijolos de alumina-espínélio [77]. Além disso, análises de simulação têm explorado uma ampla gama de coeficientes de atrito, geralmente entre 0,15 e 0,6, muitas vezes sem uma explicação detalhada ou fonte para esses valores [11, 14, 67, 74, 76]. No entanto, embora não haja um limite superior para o coeficiente de atrito, ele normalmente permanece abaixo de 1 na maioria das aplicações práticas (exceto para materiais adesivos), tipicamente variando entre 0,3 e 0,6 para interações entre materiais secos [79].

4.5 Critérios de resistência para refratários

Os critérios de resistência são fundamentais para determinar os limites de carga que um material pode suportar sem falhar. Dessa forma, são úteis para fundamentar os resultados das simulações em implicações práticas.

Para materiais frágeis, como os revestimentos refratários, dois critérios comumente utilizados são os critérios de Rankine e de Mohr-Coulomb. O critério de Rankine estabelece uma condição de falha baseada na tensão principal máxima, sendo especialmente relevante quando as tensões são predominantemente trativas. Já o critério de Mohr-Coulomb considera tanto a coesão do material quanto o ângulo de atrito interno para prever a resistência ao cisalhamento.

Ao integrar esses critérios em simulações computacionais, é possível avaliar como variações nos parâmetros analisados influenciam diretamente na propensão à falha dos revestimentos refratários. Esta abordagem não apenas aprimora a compreensão teórica, mas também oferece *insights* práticos essenciais para o projeto de equipamentos industriais sujeitos a condições severas de operação.

Antes de descrever os critérios de resistência propriamente ditos, será feita uma breve revisão sobre o estado de tensões em um ponto, as tensões principais e o Círculo de Mohr.

4.5.1 Estado de tensão em um ponto

As ações externas, geralmente classificadas como forças de superfície ou forças de volume, aplicadas a um corpo contínuo em equilíbrio estático, provocam uma mudança na configuração de referência do corpo, resultando em uma deformação. A deformação ocorre quando há variação na posição relativa dos pontos inicialmente vizinhos do corpo e pode ser de origem mecânica ou térmica [80]. A deformação mecânica resulta diretamente da aplicação de forças externas, enquanto a deformação térmica é causada por variações de temperatura que podem levar à expansão ou retração do material.

Quando um corpo sofre deformação devido às ações externas, desenvolvem-se esforços internos (tensões) no material para equilibrar essas forças e a deformação resultante [81]. Uma forma útil de descrever as tensões atuando em um ponto arbitrário dentro do corpo é a partir de um cubo infinitesimal cujas faces são paralelas aos planos coordenados. As tensões atuantes nos seis lados do cubo podem ser separadas em componentes normais e componentes de cisalhamento (tangenciais aos planos das faces do cubo). Por convenção, as tensões normais (σ_i) são consideradas positivas quando em tração e negativas quando em compressão sobre a face onde atuam, enquanto as tensões de cisalhamento (τ_{ij}) são consideradas positivas quando atuam na direção positiva do eixo sobre a face considerada. Por exemplo, τ_{xy} é positiva se, na face perpendicular ao eixo x (face yz), a tensão atua na direção positiva do eixo y . A Figura 4.11 ilustra as componentes de tensão em um ponto considerando o sistema cartesiano.

Em forma matricial, o estado de tensões em um ponto do material é repre-

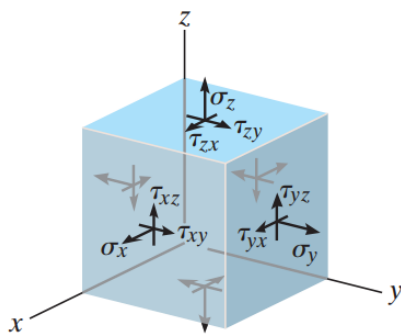


Figura 4.11. Cubo infinitesimal representativo de um estado de tensão triaxial. Fonte: [81].

sentado pelo tensor de tensões:

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

onde, por equilíbrio angular, $\tau_{ij} = \tau_{ji}$.

4.5.2 Tensões principais e tensões de cisalhamento máximo

As tensões em um ponto não são fixas, mas dependem da orientação das superfícies sobre as quais elas são medidas. Por exemplo, uma tensão normal em uma face perpendicular ao eixo x pode se transformar em uma combinação de tensões normais e de cisalhamento em um plano inclinado em relação ao eixo x . Quando se muda a orientação do cubo, as componentes de tensão são transformadas de acordo com as novas direções dos eixos coordenados. As tensões podem ser projetadas em diferentes direções usando as relações de transformação de tensões, resultando em novas componentes normais e de cisalhamento.

Em certas orientações específicas, chamadas *planos principais*, as tensões de cisalhamento desaparecem, e as tensões normais atingem valores extremos

chamados *tensões principais* [80, 81]. No estado de tensão tridimensional, as tensões principais são σ_1 , σ_2 e σ_3 , onde $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$. Os planos que passam pelas tensões principais são ortogonais entre si. A determinação desses planos e tensões é fundamental para a análise de falhas e resistência do material. Conhecer as tensões principais permite avaliar as condições mais críticas de tensão normal, o que é especialmente útil para materiais frágeis, que costumam falhar devido a tensões trativas.

Em outra orientação específica, o cisalhamento torna-se máximo e é acompanhado por uma tensão normal média. O valor máximo da tensão de cisalhamento ocorre para direções orientadas a 45° em torno do eixo que define a direção de σ_2 [82]. Conhecer o plano de tensão de cisalhamento máxima é especialmente útil para materiais dúcteis, que costumam falhar por cisalhamento. Maiores detalhes sobre o cálculo das tensões e planos principais, assim como a direção e a tensão de cisalhamento máxima para o estado de tensão tridimensional podem ser conferidos em [82].

4.5.3 Círculo de Mohr

O círculo de Mohr, também conhecido por diagrama de Mohr, é uma ferramenta gráfica que ajuda a visualizar como as tensões normais e de cisalhamento mudam com a orientação. Ele permite identificar as tensões principais e de cisalhamento máximo atuando em um ponto, bem como auxilia na definição dos critérios de resistência.

Dado um estado triplo de tensões com tensões principais σ_1 , σ_2 e σ_3 , os passos para a construção do Círculo de Mohr são os seguintes [82]:

1. Definir um sistema de coordenadas tal que a abscissa represente a tensão normal σ e a ordenada represente a tensão de cisalhamento τ .

2. Plotar pontos correspondentes às tensões principais no eixo horizontal:

- Ponto A: $(\sigma_1, 0)$
- Ponto B: $(\sigma_2, 0)$
- Ponto C: $(\sigma_3, 0)$

3. Construir o círculo entre σ_1 e σ_2 :

- Centro do círculo:

$$\sigma_{c1} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}$$

- Raio do círculo:

$$R_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}$$

- Desenhar o círculo com centro em σ_{c1} e raio R_1 .

4. Círculo entre σ_2 e σ_3 :

- Centro do círculo:

$$\sigma_{c2} = \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2}$$

- Raio do círculo:

$$R_2 = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}$$

- Desenhar o círculo com centro em σ_{c2} e raio R_2 .

5. Círculo entre σ_1 e σ_3 :

- Centro do círculo:

$$\sigma_{c3} = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$$

- Raio do círculo:

$$R_3 = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$$

- Desenhar o círculo com centro em σ_{c3} e raio R_3 .

6. A tensão de cisalhamento máxima ($\tau_{\text{máx}}$) é dada pelo raio do círculo maior, isto é:

$$\tau_{\text{máx}} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$$

e a tensão normal média correspondente é dada por:

$$\sigma_{\text{méd}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$$

A Figura 4.12 ilustra o diagrama de Mohr para o estado de tensão genérico em um ponto de um material. Nessa figura, a região sombreada corresponde aos pares (σ, τ) possíveis em um determinado ponto do material [82], sendo cada par correspondente a uma determinada orientação.

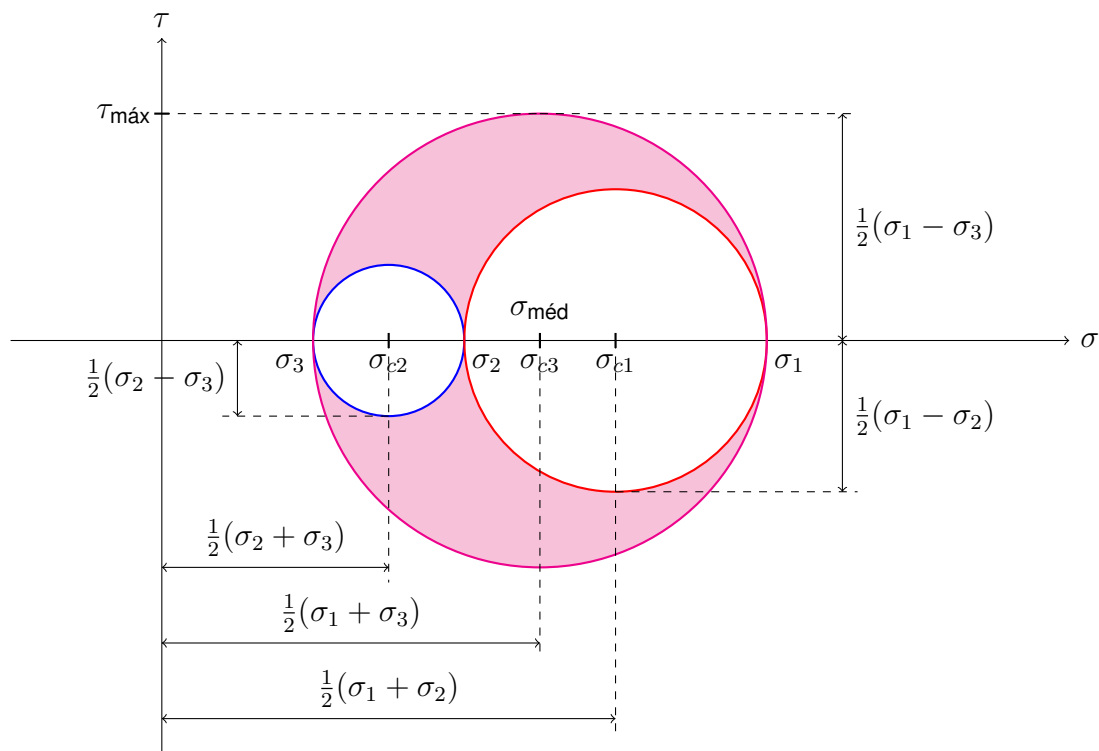


Figura 4.12. Círculo de Mohr para um estado de tensão tridimensional

4.5.4 Critério de Rankine

O critério de Rankine, conhecido como critério de resistência máxima, é fundamentado na ideia de que um material falha quando a tensão principal máxima

atinge um valor crítico específico, independentemente das tensões principais secundárias presentes. Matematicamente, pode ser expresso como:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_t} \leq 1 \quad (4.10)$$

onde σ_1 representa a tensão principal máxima e σ_t é a resistência à tração uniaxial [80].

Nota-se que, de acordo com a condição acima, materiais podem resistir indefinidamente a estados triaxiais de compressão. Isso é especialmente observado em materiais frágeis como concreto e rochas [80].

No círculo de Mohr, a representação gráfica do critério de Rankine é essencialmente uma linha vertical posicionada no ponto correspondente à resistência à tração uniaxial do material (σ_t), que delimita a região de admissibilidade à esquerda, indicando onde o material permanece seguro contra falhas por tração. Assim, ao considerar o círculo de Mohr que representa o estado de tensão em um ponto qualquer do material, se este círculo estiver completamente contido na região à esquerda da linha, o ponto não estará sujeito a falhas. Porém, se qualquer parte do círculo ultrapassar essa região, o ponto estará sujeito a falhar de acordo com o critério de Rankine, como ilustrado na Figura 4.13.

4.5.5 Critério de Mohr-Coulomb

O critério de tensão de Mohr-Coulomb é amplamente utilizado para descrever o comportamento de materiais frágeis sob condições de tensão multiaxial. Segundo este critério, a combinação das tensões normal e de cisalhamento é a responsável pela ruptura [80].

O critério de Mohr-Coulomb define a máxima tensão de cisalhamento (τ) que um material pode suportar em um plano, sob uma determinada tensão normal

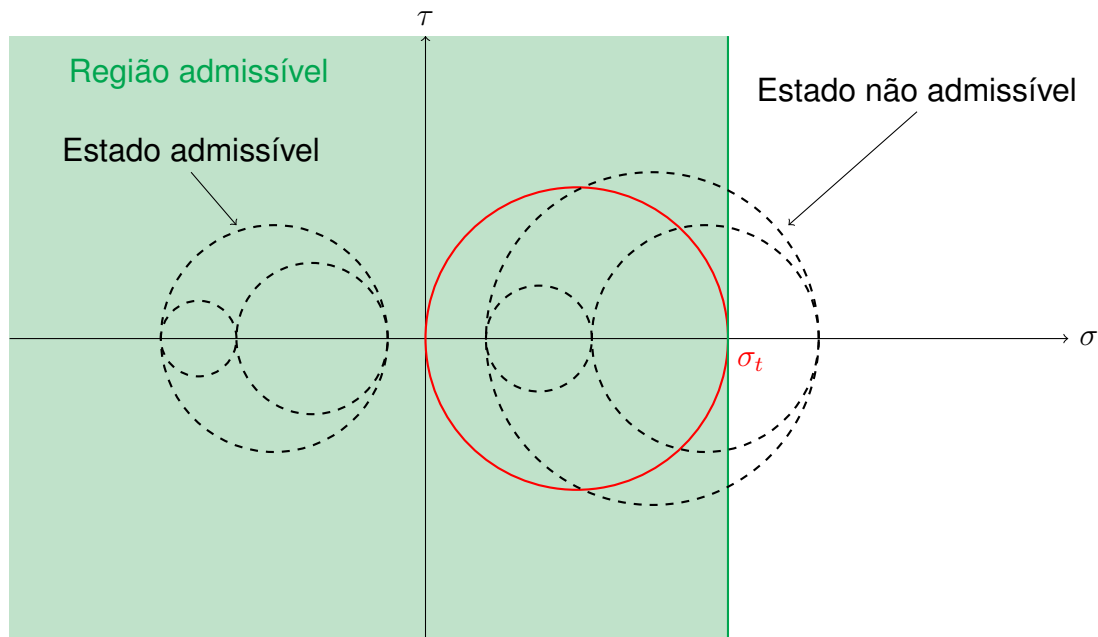


Figura 4.13. Representação gráfica do critério de Rankine.

(σ), antes que ocorra a falha. Matematicamente, é expresso pela inequação:

$$|\tau| \leq c - \sigma \tan \phi \quad (4.11)$$

onde c e ϕ são parâmetros do material. c é a coesão, representando a resistência coesiva do material com tensão normal zero, refletindo as forças coesivas que mantêm o material unido. ϕ é o ângulo de atrito interno, que caracteriza a resistência do material à ruptura por cisalhamento.

A inequação 4.11 define uma região delimitada por um envelope linear no gráfico de $\tau \times \sigma$, como ilustrado na Figura 4.14. Dentro dessa região, as combinações de tensões σ e τ estão dentro dos limites de resistência do material e não causarão falha por cisalhamento.

Qualquer ponto no círculo de Mohr representativo do estado de tensões em um ponto que esteja dentro do envelope linear (região admissível) indica que as tensões correspondentes não levarão à falha. Se um ponto no círculo de Mohr estiver fora do envelope linear, isso significa que as tensões estão além dos limites de resistência do material de acordo com o critério de Mohr-Coulomb, indicando que o material pode falhar por cisalhamento. Ambas situações estão

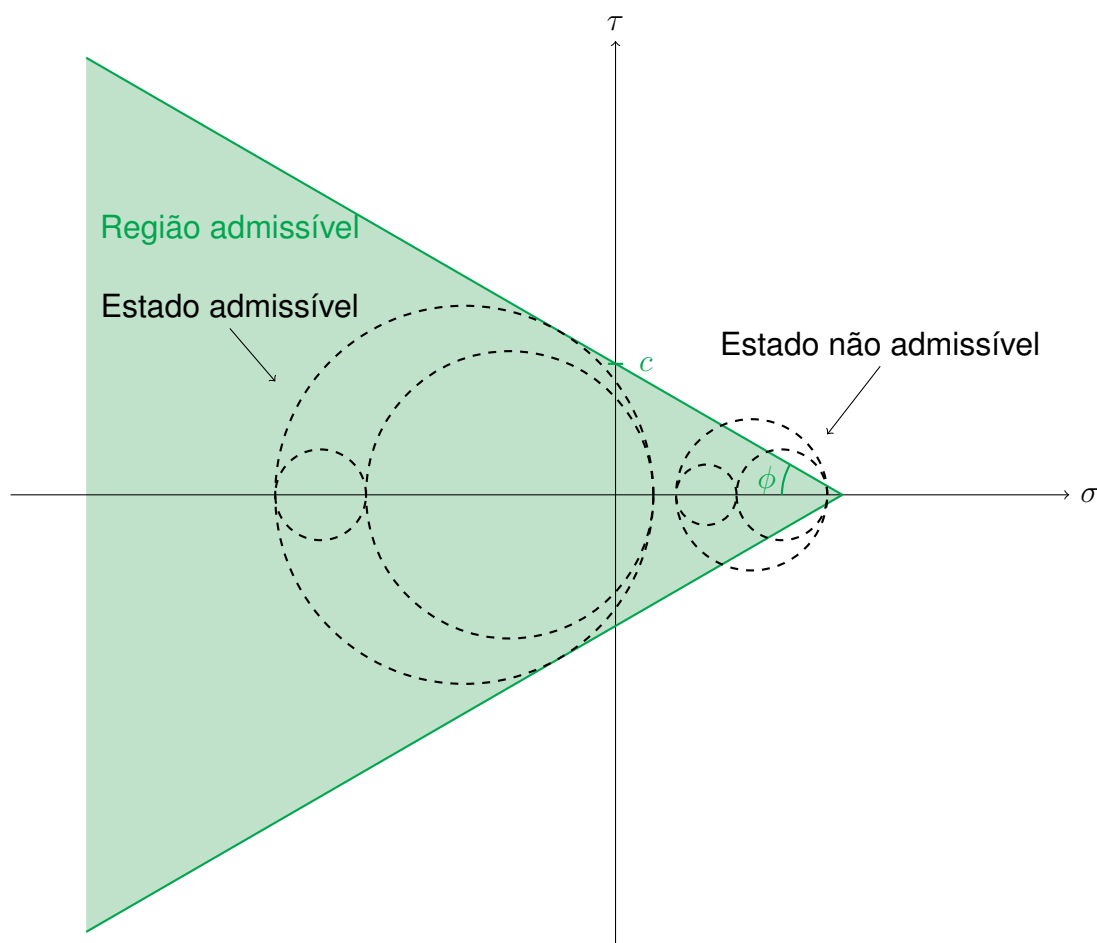


Figura 4.14. Representação gráfica do critério de Mohr-Coulomb.

ilustradas na Figura 4.14.

Considerando a representação gráfica e um estado limite genérico representado por um círculo tangente à reta do critério, é possível expressar a relação 4.11 em função das tensões principais ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$):

$$\frac{\sigma_1(1 + \sin \phi)}{2c \cos \phi} - \frac{\sigma_3(1 - \sin \phi)}{2c \cos \phi} \leq 1 \quad (4.12)$$

A região de admissibilidade pode também ser obtida graficamente por meio da construção dos círculos de Mohr considerando as resistências à tração (σ_t) e à compressão (σ_c) do material. A reta que tangencia ambos os círculos representa o envoltório da inequação 4.11, como ilustrado na Figura 4.15 [80]. Por análises trigonométricas, é possível mostrar [83] que:

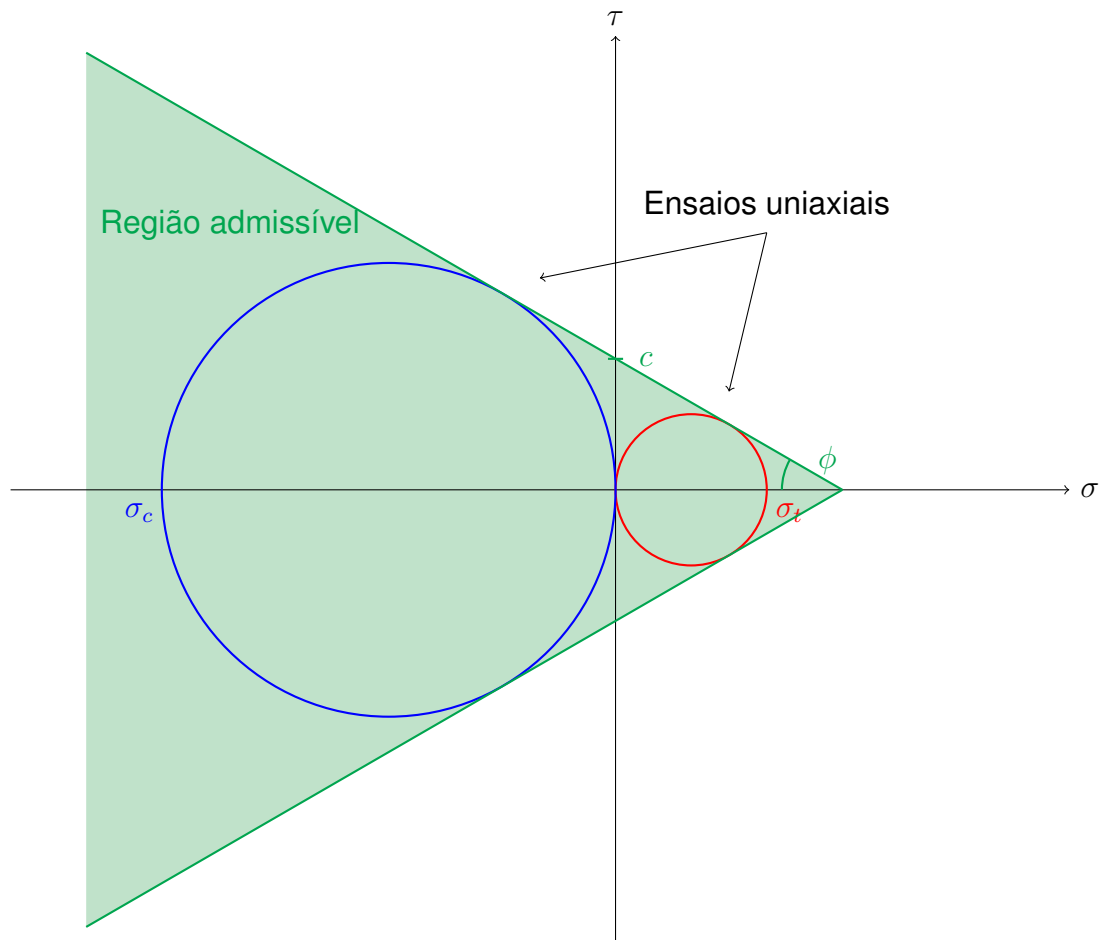


Figura 4.15. Obtenção do critério de Mohr-Coulomb a partir de ensaios uniaxiais.

$$\phi = \arcsin \frac{\sigma_c - \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \quad (4.13)$$

e

$$c = \frac{\sigma_c \sigma_t}{\sigma_c - \sigma_t} \tan \phi \quad (4.14)$$

Após alguns desenvolvimentos, pode-se expressar o critério de Mohr-Coulomb também por:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_t} - \frac{\sigma_3}{|\sigma_c|} \leq 1 \quad (4.15)$$

5 MATERIAIS E MÉTODOS

5.1 Definição do domínio

Calcinadores de leito fluidizado são equipamentos complexos, conforme detalhado na Seção 4.1, com diversos dutos e vasos, com vários estágios envolvidos no processo, incluindo os de pré-aquecimento, calcinação e resfriamento. O vaso crítico nessa configuração é a fornalha, onde a calcinação propriamente dita ocorre. Este forno é um vaso metálico cilíndrico de base cônica, com aproximadamente 5 m de diâmetro externo no topo, 3 m de diâmetro externo na base e 20 m de altura, revestido com duas camadas de materiais refratários distintos, conforme ilustrado na Figura 5.1.

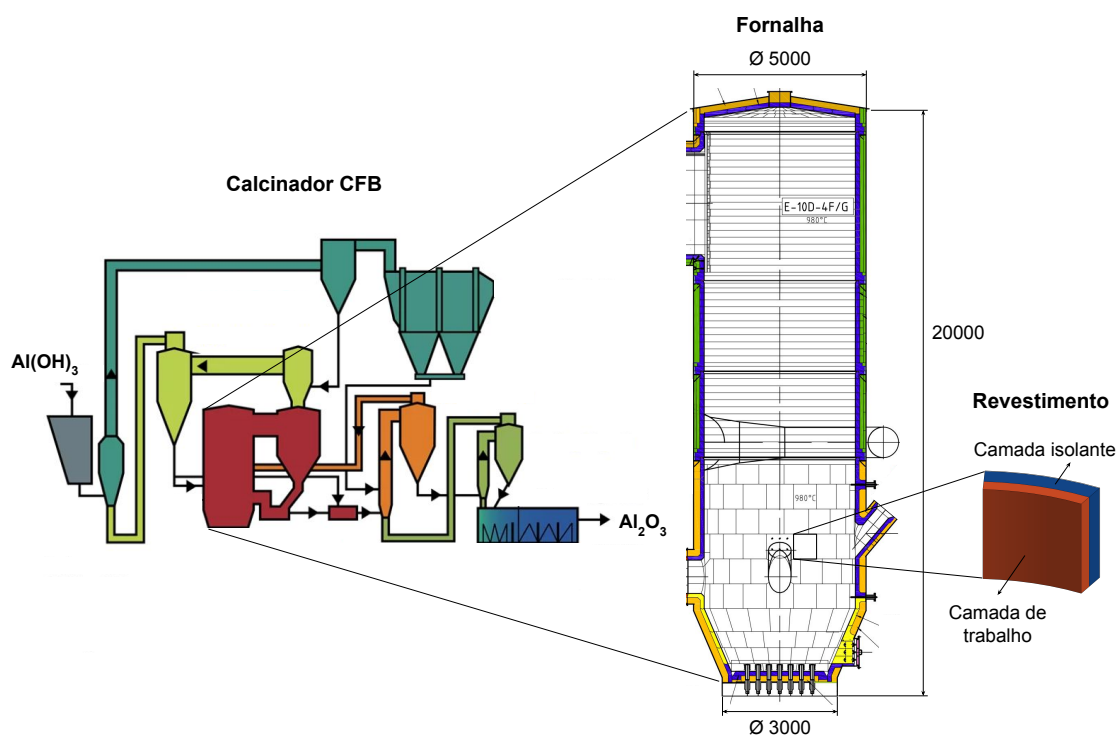


Figura 5.1. Ilustração esquemática de um calcinador CFB e detalhamento da fornalha. Dimensões em mm.

A primeira camada do revestimento, instalada diretamente sobre a carcaça metálica, consiste em tijolos isolantes que garantem o isolamento térmico do am-

biente. Já a segunda camada, conhecida como “camada de trabalho” por estar em contato direto com o produto do processo, é uma estrutura monolítica densa constituída por painéis de concreto separados por juntas de expansão. Ambas as camadas refratárias são mantidas no lugar por âncoras metálicas soldadas à carcaça.

A modelagem da estrutura completa da fornalha, considerando as camadas de revestimento, âncoras e juntas de expansão, demandaria um tempo computacional excessivo e poderia enfrentar problemas de convergência, tornando-se inviável com as atuais ferramentas matemáticas e computacionais. Portanto, neste trabalho, optou-se por modelar apenas uma porção da estrutura, correspondente ao tamanho de um painel monolítico. Essa estratégia simplifica a complexidade do problema, tornando mais acessível a obtenção de resultados significativos para o projeto e otimização da estrutura. Por meio do entendimento do comportamento de um painel isolado, pode-se definir aspectos como o dimensionamento adequado das juntas de expansão, o posicionamento otimizado das âncoras, e a determinação do tamanho e espessura adequados dos painéis. Dessa forma, mesmo com a simplificação da modelagem, é possível obter *insights* que auxiliam na tomada de decisões e na otimização do desempenho do revestimento de calcinadores.

Em um primeiro caso, o painel foi considerado paralelepípedo com seção transversal quadrada de comprimento e altura igual a 1 m, que é um tamanho ideal segundo especialistas da indústria e que usualmente falha. As espessuras consideradas para as camadas de concreto, isolante e carcaça metálica foram de 0,15 m, 0,20 m e 0,01 m, respectivamente. No entanto, considerando que os painéis monolíticos instalados *in situ* apresentam curvatura devido ao formato cilíndrico da fornalha, foi avaliado um projeto de painel onde há influência dessa curvatura na resposta termomecânica. O modelo curvo foi desenvolvido considerando um vaso cilíndrico com raio externo de 2,5 m. Note que para o caso plano, o comprimento do painel é constante em toda a espessura, mantendo fixa a área da seção transversal. Já no modelo curvo, esse comprimento é um arco e aumenta da face interna do painel até a carcaça metálica devido ao aumento

do raio, fazendo com o que a área da seção transversal aumente em função da espessura. Portanto, um $\Delta\theta$ de $0,074\pi$ foi considerado de forma que o comprimento da face interna do concreto (face mais próximo ao centro da fornalha) se aproximasse do comprimento considerado na geometria plana. Devido à simetria, apenas 1/4 da estrutura foi modelada. As duas geometrias – plana e curva – constituem o domínio dos problemas térmico e termomecânico, e estão ilustradas na Figura 5.2, juntamente com as superfícies utilizadas na definição das condições de contorno.

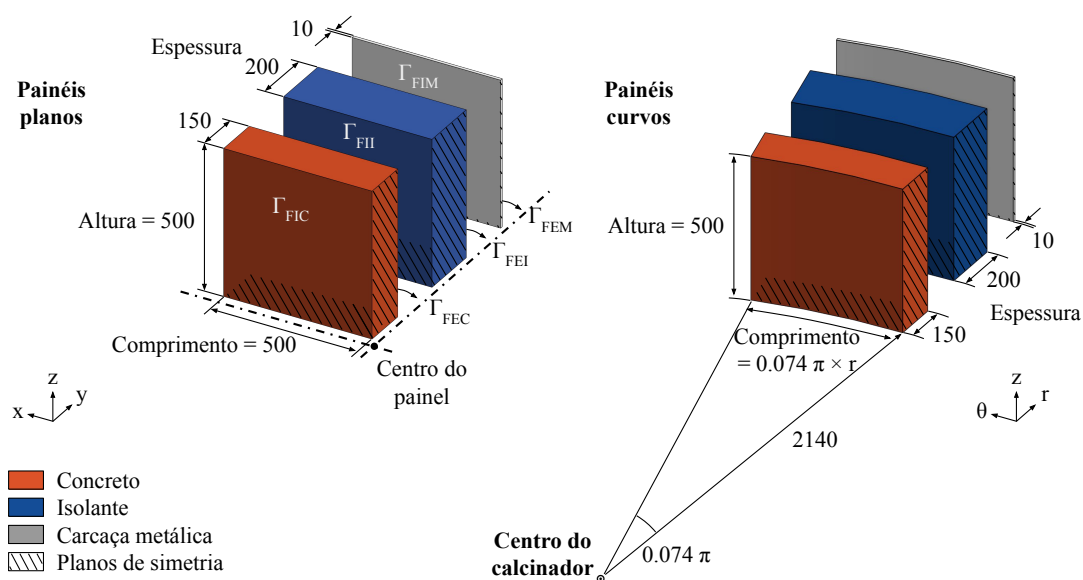


Figura 5.2. Geometria e superfícies utilizadas na modelagem de painéis planos e curvos do revestimento da fornalha de calcinadores de alumina. Dimensões em mm.

É importante ressaltar que, neste trabalho, não foi considerada a influência das âncoras metálicas devido à complexidade envolvida na modelagem e ao tempo limitado disponível para a execução do projeto. Em outros contextos, essa variável poderá ser analisada para uma compreensão mais abrangente e precisa do comportamento termomecânico da estrutura.

Outras configurações de projeto do painel variando as dimensões – comprimento, altura e espessura – da camada de concreto foram realizadas, mantendo-se fixas as espessuras das demais camadas e o raio do calcinador, como será detalhado posteriormente na Seção 5.5.

Visando estudar a influência da interação entre painéis vizinhos, foi modelada uma estrutura contendo quatro painéis curvos, separados por uma distância tanto na vertical quanto na horizontal, representando as juntas de expansão entre eles, conforme ilustrado na Figura 5.3. Novamente, foi considerado apenas 1/4 de cada painel e aplicadas condições de simetria nas análises. Cabe ressaltar que, na prática, as juntas verticais não são alinhadas, mas formam um arranjo escalonado, onde cada nova fileira de painéis é deslocada pela metade do comprimento de um painel em relação à fileira anterior, semelhante a uma parede de tijolos. No entanto, a modelagem dessa configuração é mais complexa e demandaria o uso de condições de contorno periódicas ao invés de simétricas, que não estão prontamente disponíveis no *software* utilizado.

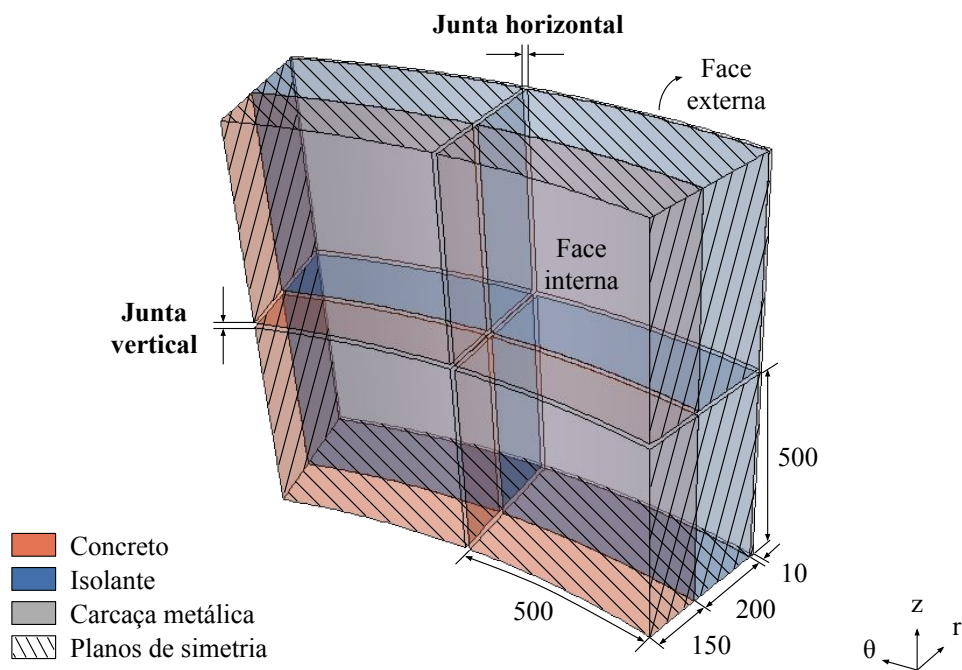


Figura 5.3. Geometria do modelo de interação entre quatro painéis curvos separados por juntas de expansão verticais e horizontais. Dimensões em mm.

5.2 Materiais

As camadas da estrutura da fornalha são compostas por três materiais distintos: um metal compõe a carcaça externa, uma cerâmica de baixa densidade é utilizada como isolante, e um concreto refratário denso é aplicado como camada de trabalho. Para a análise térmica em regime estacionário, a propriedade fundamental é a condutividade térmica (k). Para a análise mecânica, são essenciais o módulo elástico (E), o coeficiente de Poisson (ν) e o coeficiente de expansão térmica linear (α), além da densidade (ρ) ao se considerar a gravidade. Neste estudo, todos os materiais foram considerados homogêneos, isotrópicos e perfeitamente elásticos, com dados de propriedades obtidos da literatura, apresentados na Figura 5.4.

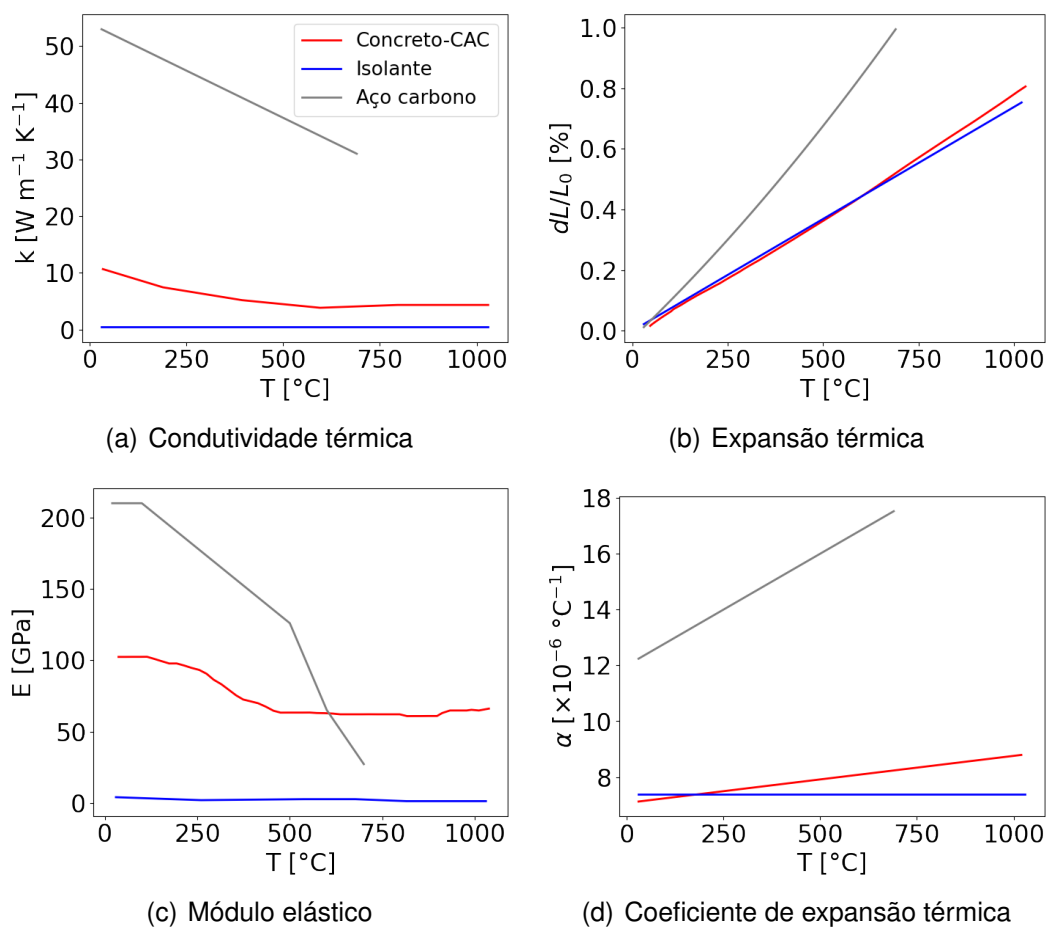


Figura 5.4. Propriedades dos materiais. Fontes: [84–88]

Especificamente, para a camada de trabalho, foi assumido um concreto refratário ligado com cimento de aluminato de cálcio (CAC) [84, 85]. Esta escolha se deve à ampla experiência do grupo com esse material, que já foi amplamente caracterizado em estudos anteriores. Para a camada isolante, foi considerado um concreto de baixa densidade genérico com 55 % de Al_2O_3 [86]. Já para a carcaça metálica, utilizou-se um aço carbono comum [87]. As densidades do concreto, isolante e aço carbono são 3130 kg m^{-3} , 1361 kg m^{-3} e 7850 kg m^{-3} , respectivamente. O coeficiente de Poisson foi assumido como 0,2 para os materiais cerâmicos e 0,3 para o aço carbono.

No caso do isolante, todas as propriedades foram obtidas de [86], onde a condutividade térmica e o coeficiente de expansão foram considerados como constantes, conforme a Tabela 5.1.

Tabela 5.1. Propriedades do isolante 55 % - Al_2O_3 : módulo elástico (E), condutividade térmica (k) e coeficiente de expansão térmica (α).

T [°C]	E [GPa]	k [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]	α [°C $^{-1}$]
30	4,14		
260	2,07		
538	2,76	0,4	$7,38 \times 10^{-6}$
677	2,76		
815	1,38		

Além disso, foram determinados dois valores arbitrários para a condutividade térmica do isolante, a saber: $0,2 \text{ W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ e $0,8 \text{ W m}^{-1} \text{K}^{-1}$, mantendo as demais propriedades inalteradas. Essa variação foi implementada para alterar o gradiente térmico na camada de concreto, com o objetivo de analisar a influência desse gradiente no perfil de tensões gerado.

Para o aço carbono, foram consideradas propriedades já parametrizadas na norma EN 1993-1-2 [87], assumindo as seguintes equações válidas para a faixa

de temperatura de 20 °C a 700 °C:

$$k = 54 - 3,33 \times 10^{-2} T \text{ (W m}^{-1} \text{ K}^{-1}) \quad (5.1a)$$

$$\alpha = 0,8 \times 10^{-8} T + 1,2 \times 10^{-5} \text{ (}^\circ\text{C}^{-1}) \quad (5.1b)$$

$$E \text{ (GPa)} = \begin{cases} 210 & 20 < T \leq 100 \\ 231 - 0,21 T & 100 < T \leq 500 \\ 430,5 - 0,609 T & 500 < T \leq 600 \\ 291,9 - 0,378 T & 600 < T \leq 700 \end{cases} \quad (5.1c)$$

onde T é a temperatura em °C.

No caso do concreto-CAC, os dados de condutividade térmica, módulo elástico e expansão térmica são dados experimentais, extraídos das respectivas referências [84, 85]. Para o cálculo do coeficiente de expansão térmica, realizou-se uma regressão polinomial de grau 2 na curva de expansão térmica (dL/L_0) em função de T , pelo método dos mínimos quadrados, com o auxílio da biblioteca NumPy em Python, resultando no seguinte polinômio:

$$dL/L_0 = 8,425 \times 10^{-10} T^2 + 7,075 \times 10^{-6} T - 0,0001033 \quad (5.2)$$

A partir da derivação desta equação em relação à temperatura, obteve-se o coeficiente de expansão térmica:

$$\alpha = 1,685 \times 10^{-9} T + 7,075 \times 10^{-6} \text{ (}^\circ\text{C}^{-1}) \quad (5.3)$$

Para as análises de critério de falha na camada de trabalho, utilizou-se o módulo de ruptura a quente (σ_{3p}) relatado em [88] para um concreto similar, que foi testado por meio de ensaios de flexão em três pontos. Os valores de resistência obtidos por meio deste teste foram convertidos para resistência à tração uniaxial (σ_t) utilizando a seguinte relação:

$$\sigma_t = \frac{\sigma_{3p}}{[2(m+1)^2]^{1/m}} \text{ (MPa)} \quad (5.4)$$

onde m é o módulo de Weibull do material. Considerando m igual a 10,1 [84], obteve-se σ_t de 7,25 MPa para o concreto à base de CAC, na faixa de temperatura entre 900 °C e 1200 °C. A resistência à compressão uniaxial (σ_c) foi considerada como sendo $10 \times \sigma_t$, ou seja, $\sigma_c = 72,5$ MPa.

5.3 Definição dos problemas e condições de contorno

O objetivo principal da análise da estrutura e materiais definidos anteriormente é a obtenção do perfil de temperatura, bem como os deslocamentos e estados de tensão no volume da estrutura. Este estudo é dividido em duas etapas interligadas: uma análise térmica inicial seguida por uma análise mecânica. Nesta seção, será apresentada uma breve revisão dos modelos físico-matemáticos utilizados para descrever os fenômenos de transferência de energia térmica e de equilíbrio estático, aplicados nas análises térmica e mecânica, respectivamente. Também serão discutidas as simplificações assumidas e as condições de contorno utilizadas, de acordo com as características do processo de calcinação.

5.3.1 Análise térmica

O problema térmico visa determinar o perfil de temperaturas em uma região do espaço e tempo. A modelagem matemática parte da lei fundamental de conservação de energia, baseada na primeira lei da termodinâmica [39]. Esta lei

estabelece que a quantidade total de energia de um sistema isolado permanece constante, expressa algebricamente pela equação:

$$\dot{E}_{st} = \dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} + \dot{E}_g \quad (5.5)$$

onde \dot{E} representa a taxa de transferência de energia (J s^{-1}), e os subscritos st , in , out e g correspondem às taxas de energia armazenada, de entrada, de saída, e energia gerada ou consumida no sistema, respectivamente.

Para o problema de energia térmica, este balanço resulta na Equação do Calor [39]:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{q} + s \quad (5.6)$$

onde ρ é a densidade do material (kg m^{-3}), c_p o calor específico a pressão constante ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$), T a temperatura (K), t o tempo (s), \mathbf{q} o vetor fluxo de calor ($\text{J m}^{-2} \text{s}^{-1}$), s o termo fonte de calor ($\text{J m}^{-3} \text{s}^{-1}$), sendo o operador divergente ($\nabla \cdot$) descrito de acordo com o sistema de coordenadas adotado.

O fluxo de calor \mathbf{q} é especificado a partir da Lei de Fourier, i.e.

$$\mathbf{q} = -k \nabla T \quad (5.7)$$

sendo k a condutividade térmica do material ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$). Com isso, a Eq. (5.6) pode ser reescrita como:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k \nabla T) - s = 0 \quad (5.8)$$

A fim se obter o campo de temperatura, solução da Eq. (5.8), faz-se necessário o conhecimento da condição inicial e das condições de contorno do modelo. As condições de contorno podem ser aplicadas prescrevendo-se a temperatura ou o fluxo de calor. Nesse trabalho, considera-se que em algumas fronteiras do domínio tem-se a sobreposição de fluxos de calor devido as trocas térmicas por convecção e radiação. Nessas superfícies, o fluxo de calor é descrito por:

$$q = h(T_s - T_\infty) + \sigma_{sb} \varepsilon_{em} (T_s^4 - T_a^4) \quad (5.9)$$

onde h é o coeficiente de transferência de calor por convecção ($\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$), T_s é a temperatura na superfície do material (K), T_∞ é a temperatura do escoamento ao redor (K), ε_{em} é a emissividade do material, σ_{sb} é a constante de Stefan-Boltzmann ($5,67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$) e T_a é a temperatura ambiente (K).

Considerando estado estacionário ($\partial T / \partial t = 0$) e a ausência de transformação de fase ou outras fontes de geração ou consumo de energia no domínio do problema ($s = 0$), a equação para a condução de calor no volume do revestimento simplifica-se a:

$$\nabla \cdot (k \nabla T) = 0 \quad (5.10)$$

As condições de contorno térmicas foram definidas com base nas condições operacionais do calcinador. A superfície interna da camada de trabalho, em contato direto com o ambiente de calcinação, foi submetida a uma temperatura constante representativa da temperatura de operação. Já a superfície externa da carcaça metálica foi modelada com condições de contorno que consideram tanto a convecção natural quanto a radiação. Um coeficiente de transferência de calor por convecção de $4 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ foi determinado com base em pesquisas anteriores conduzidas em condições semelhantes em uma panela de aço, refletindo condições típicas de convecção natural para temperaturas entre $100 \text{ }^\circ\text{C}$ e $200 \text{ }^\circ\text{C}$ [70]. A emissividade de 0,7 foi selecionada de acordo com a norma EN 1993-1-2 [87], que fornece propriedades padrão para o aço carbono, o material considerado para a carcaça metálica. Além disso, foi assumido que a transferência de calor entre as camadas do revestimento é essencialmente perfeita. Isso foi considerado com uma condutância térmica de contato elevada, descrita pela equação:

$$k = 10000 - d \quad (5.11)$$

com $d \in [0, 10000]$, onde k é a condutância do espaço ($\text{W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$) e d é o espaço entre as superfícies (m), inicialmente considerado zero, assumindo contato perfeito entre as superfícies. A Tabela 5.2 resume as condições iniciais e de contorno para o problema térmico, considerando as regiões definidas na Figura 5.2. Para a solução da Eq. (5.10) não se faz necessário o conhecimento das con-

dições iniciais. Entretanto, são necessárias na análise mecânica para avaliar a variação de temperatura, em relação a temperatura inicial, em um ponto do modelo.

Tabela 5.2. Condições iniciais e de contorno do problema térmico.

	Condição	Região aplicada
Condição inicial	Temperatura inicial $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$	Todo o volume
Condições de Contorno	Temperatura fixa $T = 1030 \text{ }^\circ\text{C}$	Face interna do concreto: Γ_{FIC}
	Convecção natural $h = 4 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ $T_\infty = 30 \text{ }^\circ\text{C}$	Face externa da carcaça: Γ_{FEM}
	Radiação $\varepsilon = 0,7$ $T_a = 30 \text{ }^\circ\text{C}$	Face externa da carcaça: Γ_{FEM}
	Condutância térmica de contato $k = 10000 - d, d \in [0, 10000]$	Superfícies de contato entre as camadas: $\Gamma_{FEC} - \Gamma_{FII}$ $\Gamma_{FEI} - \Gamma_{FIM}$

5.3.2 Análise mecânica

A determinação das forças, tensões, deslocamentos, deformações ou outras variáveis de estado em um corpo sólido deformável submetido a um certo carregamento baseia-se nas leis fundamentais de Newton, incluindo o princípio de conservação de momento. Nesse contexto, a análise mecânica utiliza a equação de equilíbrio estático para sólidos contínuos e homogêneos, expressa por:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = 0 \quad (5.12)$$

onde $\boldsymbol{\sigma}$ é o tensor de tensões e \mathbf{b} é o vetor das forças de volume agindo no corpo, como forças gravitacionais, elétricas ou magnéticas. A relação constitutiva

utilizada foi a Lei de Hooke:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^e \text{ (MPa)} \quad (5.13)$$

onde $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ é o tensor de deformações elásticas e \mathbb{C} é o tensor de elasticidade. Considerando os materiais perfeitamente elásticos, homogêneos e isotrópicos, e que a única força de volume atuante é a gravidade (\mathbf{g}), o problema pode ser formulado pela equação de equilíbrio de Navier-Cauchy:

$$\nabla \cdot \left[\left(K - \frac{2}{3}G \right) \mathbf{I} \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^e) + 2G \boldsymbol{\varepsilon}^e \right] + \rho \mathbf{g} = 0 \quad (5.14)$$

onde \mathbf{I} é a matriz identidade, $\text{tr}()$ o operador traço (soma dos elementos da diagonal principal de uma matriz), K é o módulo volumétrico e G é o módulo de cisalhamento, definidos respectivamente por:

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \text{ (GPa)} \quad (5.15)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \text{ (GPa)} \quad (5.16)$$

onde E é o módulo elástico (GPa) do material e ν o coeficiente de Poisson.

Considerando que a deformação total de um material submetido a uma variação de temperatura corresponde à soma das parcelas elástica e térmica, o tensor de deformações elásticas do material é descrito da seguinte forma:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^e = \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^t \quad (5.17)$$

onde $\boldsymbol{\varepsilon}$ é o tensor de deformações total, expresso para o regime de pequenos deslocamentos por:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^\top) \quad (5.18)$$

onde \mathbf{u} é o vetor de deslocamentos, e $\boldsymbol{\varepsilon}^t$ o tensor de deformações térmicas, expresso por:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^t = \alpha \mathbf{I}(T - T_0) \quad (5.19)$$

onde α é o coeficiente de expansão térmica do material, T é a temperatura obtida da análise térmica e T_0 a temperatura inicial no domínio.

As condições de contorno mecânicas incluíram a fixação da superfície externa da carcaça metálica e a aplicação de condições de simetria nas superfícies correspondentes, além da consideração de contato normal rígido e tangencial, descrito pelo modelo de Coulomb, considerando diferentes coeficientes de atrito entre as camadas em contato. Por fim, uma pressão próxima à pressão atmosférica (0,1 MPa) foi aplicada à face interna do concreto refratário e a gravidade foi considerada na direção negativa do eixo z para representar o revestimento da parede do forno. A Tabela 5.3 resume as condições iniciais e de contorno para o problema mecânico, considerando as regiões definidas na Figura 5.2. Para o estudo das juntas, adicionalmente, foi considerado o contato normal rígido e tangencial, com coeficiente de atrito 0,5, nas superfícies de contato entre os painéis adjacentes.

Tabela 5.3. Condições iniciais e de contorno do problema mecânico.

	Condição	Região aplicada
Condições iniciais	Temperatura inicial $T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$	Todo o volume
	Temperatura obtida da análise térmica	Todo o volume
Condições de Contorno	Restrição ao deslocamento na direção radial	Face externa da carcaça: Γ_{FEM}
	Simetria	Planos de simetria
	Contato normal rígido	Superfícies de contato entre as camadas: $\Gamma_{FEC} - \Gamma_{FII}$ $\Gamma_{FEI} - \Gamma_{FIM}$
	Contato tangencial, com coeficiente de atrito $\mu = [0, 0,5, 1, 2, \infty]$	Superfícies de contato entre as camadas: $\Gamma_{FEC} - \Gamma_{FII}$ $\Gamma_{FEI} - \Gamma_{FIM}$
	Pressão de 0,1 MPa	Face interna do concreto: Γ_{FIC}
	Gravidade $g = -9,81 \text{ m s}^{-2} \hat{k}$	Todo o volume

5.4 Implementação do MEF

Com as relações constitutivas e equações que regem o problema definidas (Seção 5.3), assim como o domínio, contornos (Seção 5.1), condições iniciais e de contorno, e propriedades dos materiais (Seção 5.2), a resolução dos problemas foi realizada utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF). Cada parte associada a um material (carcaça metálica, isolante e concreto) foi modelada separadamente, e a estrutura foi combinada em um sistema de coordenadas global, sendo cartesiano para a geometria plana e cilíndrico para a curva. A construção dos modelos foi realizada no software comercial Abaqus/CAE 6.14-1 da Dassault Systèmes Simulia Corp. O domínio foi discretizado em uma malha de elementos hexaédricos lineares do tipo C3D8, com aproximadamente 10 mm de aresta em cada direção, como mostrado na Figura 5.5, e utilizando oito pontos de integração por elemento.

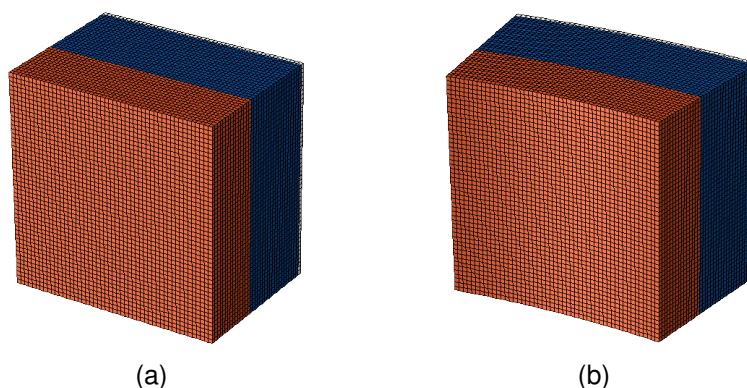


Figura 5.5. Discretização do domínio para as geometrias (a) plana e (b) curva.

No MEF, as grandezas físicas de interesse são aproximadas numericamente dentro de cada elemento por meio de uma combinação linear de coeficientes e funções de forma. Para os elementos C3D8 utilizados, essas funções de forma são polinômios lineares. Essa discretização permite a aplicação local das equações de conservação de energia e equilíbrio, cujas soluções são integradas para obter soluções no domínio global.

A investigação do comportamento termomecânico do revestimento utilizou

uma abordagem escalonada estacionária em duas etapas, empregando um acoplamento fraco unidirecional entre as análises térmica e mecânica. Essa estratégia foi adotada para simplificar a análise, focando nas tensões induzidas termicamente e evitando a complexidade das interações em tempo real de uma análise termomecânica. Embora as simulações totalmente acopladas ofereçam maior precisão, elas demandam mais recursos computacionais. Dado que o objetivo principal era analisar as tensões térmicas induzidas em diferentes configurações geométricas, a abordagem de acoplamento fraco unidirecional se mostrou adequada para atender a esse propósito.

A Figura 5.6 apresenta um fluxograma da abordagem de modelagem utilizada neste estudo, ilustrando as etapas sequenciais envolvidas nas análises termomecânicas do revestimento do calcinador.

5.5 Estudos de caso

Após a consolidação dos modelos, a pesquisa foi estruturada em quatro estudos de caso conduzidos para investigar o comportamento termomecânico do revestimento em análise. Cada estudo foi delineado com objetivos específicos, visando compreender diferentes aspectos do sistema em análise.

O primeiro estudo concentrou-se na análise térmica do revestimento, buscando obter o perfil de temperaturas ao longo das camadas, além de avaliar o gradiente térmico e a temperatura na face externa da carcaça metálica para cada configuração geométrica. Esses dados foram essenciais para embasar as análises mecânicas subsequentes.

No segundo estudo, investigou-se o atrito entre as camadas do revestimento considerando diferentes valores de coeficiente de atrito nos modelos. O objetivo principal foi identificar o impacto desse parâmetro no comportamento termomecânico do revestimento, *i.e.*, na expansão e perfil de tensões gerados, além de

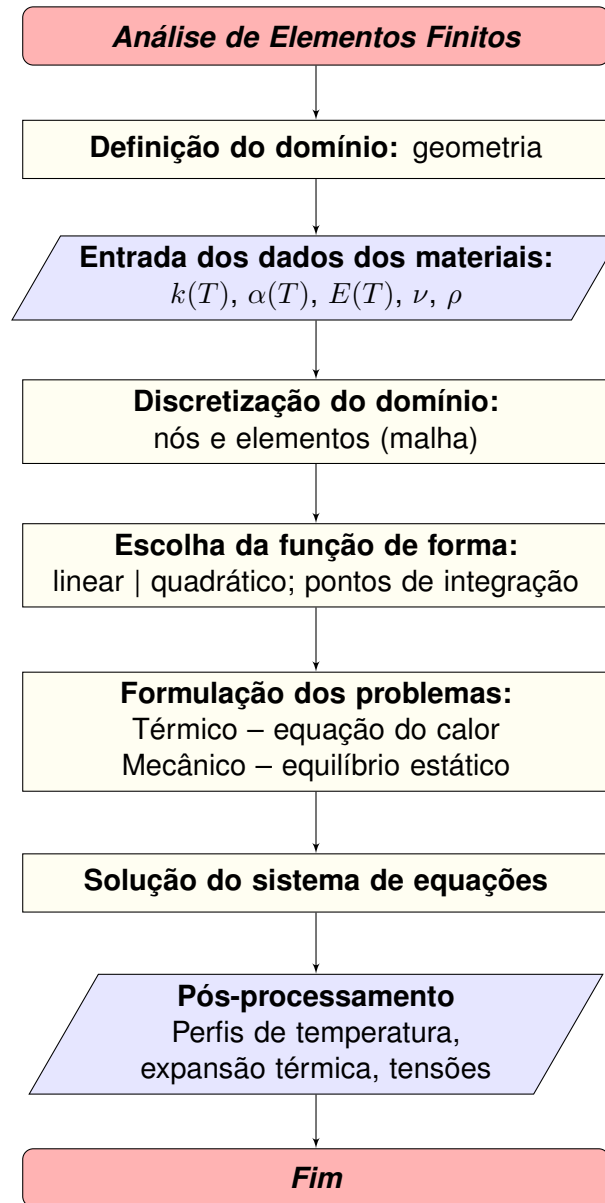


Figura 5.6. Fluxograma do processo de modelagem por elementos finitos para as análises termomecânicas.

refinar o modelo definindo um coeficiente de atrito adequado para as análises.

O terceiro estudo explorou a influência da geometria do painel de concreto no comportamento termomecânico do revestimento. Tanto a curvatura quanto as dimensões do painel foram avaliadas para entender seu impacto no sistema, buscando correlacionar os resultados com observações empíricas da indústria, bem como identificar configurações de projeto otimizadas.

Por fim, o quarto estudo analisou o efeito da interação entre painéis vizinhos, variando o tamanho da junta de expansão entre os painéis e investigando seu efeito no perfil de tensões do revestimento.

A Tabela 5.4 apresenta de forma organizada os quatro estudos de caso realizados, seus respectivos objetivos e os parâmetros investigados em cada um, proporcionando uma visão abrangente das análises realizadas.

Tabela 5.4. Estudos de caso e parâmetros investigados.

Estudo	Objetivos	Parâmetros
Análise térmica	<ul style="list-style-type: none"> • Obter o perfil de temperaturas; • Analisar o gradiente térmico gerado em cada camada do revestimento; • Verificar a temperatura da face externa da carcaça metálica; • Utilizar o perfil como <i>input</i> nas análises mecânicas. 	–
Análise do atrito entre as camadas	<ul style="list-style-type: none"> • Identificar a influência de uma propriedade desconhecida nas análises mecânicas; • Definir valor do coeficiente de atrito (μ) para os modelos. 	<ul style="list-style-type: none"> • $\mu = [0, 0,5, 1, 2, \infty]$
Influência da geometria do painel	<ul style="list-style-type: none"> • Entender a influência da curvatura no comportamento termomecânico e a implicação em termos de projeto do revestimento; • Estudar a influência das dimensões – tamanho e espessura – do painel de concreto no comportamento termomecânico; • Identificar tendências e configurações geométricas otimizadas dentre as exploradas. 	<ul style="list-style-type: none"> • Plano, curvo • Tamanho = [0,5, 0,75, 1,0, 1,25, 1,5] m • Espessura = [0,10, 0,15, 0,20] m
Efeito da interação entre painéis	<ul style="list-style-type: none"> • Estudar a influência da interação entre painéis vizinhos no comportamento termomecânico; • Identificar o efeito do tamanho das juntas de expansão no perfil de tensões. 	<ul style="list-style-type: none"> • Junta de expansão = [7, 8, 9, 10, 11, 12] mm

5.6 Extração dos resultados

Os resultados extraídos das análises de simulação foram: a temperatura em cada ponto no espaço $T(\boldsymbol{x})$, onde \boldsymbol{x} representa as coordenadas tridimensionais; os deslocamentos $u(\boldsymbol{x})$; as tensões principais máximas $\sigma_1(\boldsymbol{x})$ e mínimas $\sigma_3(\boldsymbol{x})$, e a pressão de contato $P(\boldsymbol{x})$, no caso das análises dos painéis separados por juntas.

No modelo de elementos finitos, cada nó da malha é associado a um valor das respectivas variáveis analisadas. Para facilitar a ilustração e a interpretação dos resultados, estes foram extraídos e plotados ao longo de “caminhos” (retas) ou planos específicos, os quais serão detalhados a seguir.

A temperatura é uma variável que, neste estudo, depende apenas da posição ao longo da espessura do revestimento. Dessa forma, os resultados de temperatura são apresentados ao longo do caminho que conecta o ponto central da face interna do concreto ao ponto central da face externa da carcaça, conforme ilustrado na Figura 5.7.

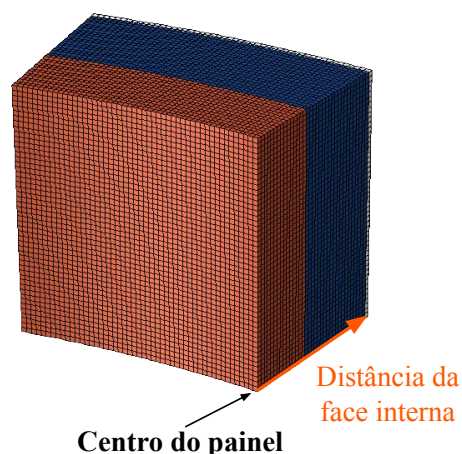


Figura 5.7. Caminho de extração dos resultados de temperatura.

Os deslocamentos foram extraídos de maneiras distintas, dependendo do resultado que se deseja analisar. Para avaliar a expansão do sistema, foram considerados os deslocamentos da aresta da borda do painel, ao longo da espessura.

A expansão foi analisada em três direções: altura, comprimento e espessura, como ilustrado na Figura 5.8. Para a expansão normalizada, foi dividido o deslocamento pelo tamanho inicial em cada ponto.

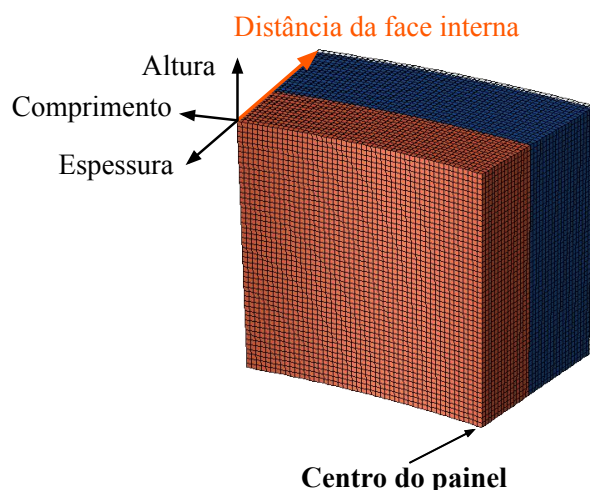


Figura 5.8. Caminho e direções de extração dos resultados de deslocamento para cálculo da expansão.

Já para avaliar o destacamento entre camadas, o deslocamento foi extraído dos planos de interface entre camadas e calculado da seguinte forma:

$$\delta_{ab} = u_a - u_b \quad (5.20)$$

onde δ_{ab} é o destacamento entre as camadas a e b , u_a e u_b são os deslocamentos na direção da espessura das camadas a e b , respectivamente, sendo que a camada a está acima da camada b . Os valores foram calculados ao longo das direções de comprimento, altura e diagonal, conforme representado na Figura 5.9, e avaliados entre as interfaces concreto/isolante e isolante/carcaça.

Por fim, os resultados das tensões foram extraídos e plotados para planos específicos dentro do revestimento. Para os casos envolvendo a expansão térmica de painéis isolados, foram utilizados os planos que cortam o painel verticalmente e horizontalmente ao seu centro, conforme ilustrado na 5.10. Já para as análises envolvendo o encontro de painéis adjacentes, as tensões foram extraídas adiconalmente nos planos das bordas dos painéis, de onde também foi possível obter a pressão de contato.

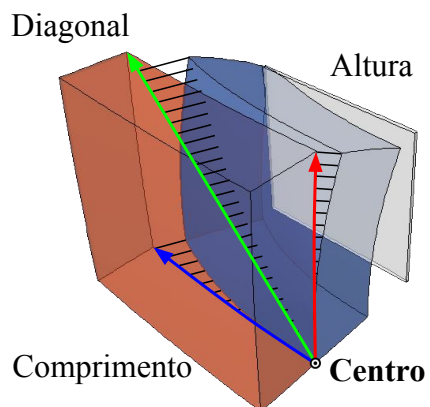


Figura 5.9. Caminhos de extração dos resultados de deslocamento para cálculo do destacamento entre camadas.

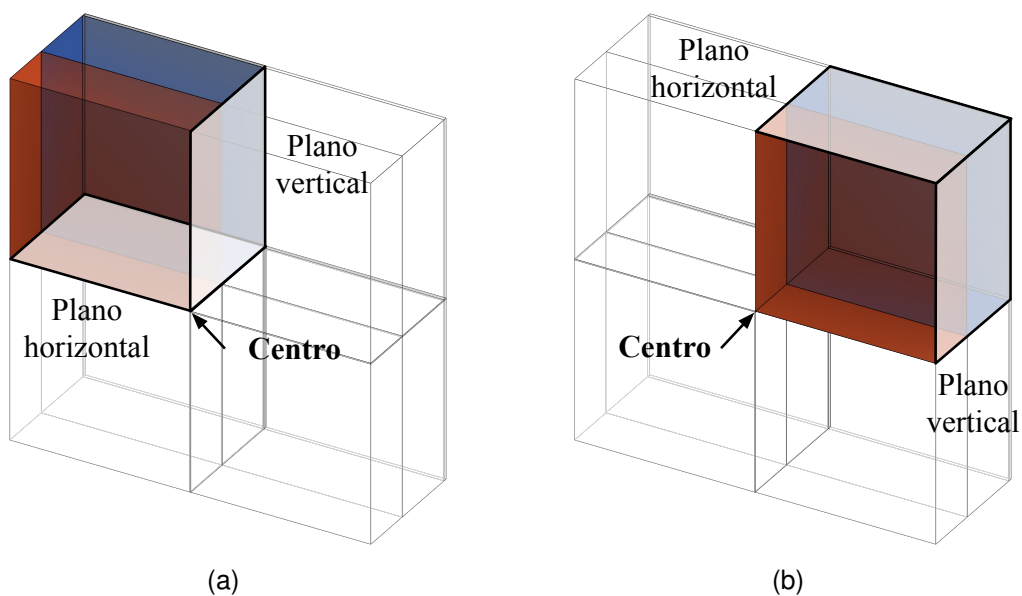


Figura 5.10. Planos de extração dos resultados de tensão e pressão de contato (a) do centro do painel, (b) da borda do painel.

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

6.1 Análise da temperatura

Esta seção é dedicada à análise do perfil de temperatura ao longo do revestimento refratário. Inicialmente, avaliou-se a influência ao se considerar as propriedades variando com a temperatura no perfil térmico gerado. Em seguida, investigou-se o efeito de variações geométricas nos resultados.

A Figura 6.1 apresenta o perfil térmico ao longo do revestimento, considerando geometria plana, para dois cenários: propriedades constantes e propriedades dependentes da temperatura, com os respectivos valores de temperatura em cada interface. Para o caso de propriedades constantes, utilizou-se os valores das propriedades à temperatura ambiente, a fim de obter a máxima discrepância entre os dois cenários.

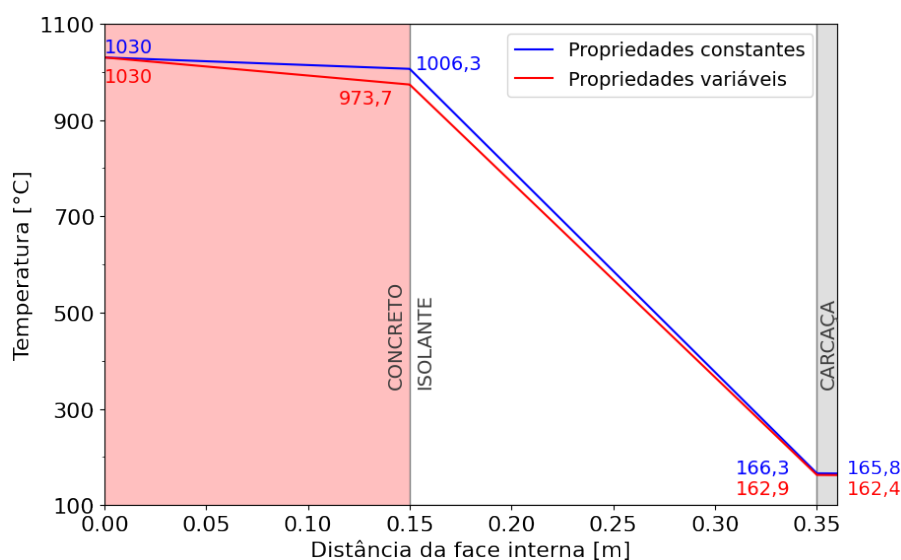


Figura 6.1. Perfil de temperatura ao longo da espessura do revestimento considerando geometria plana para propriedades constantes e propriedades variáveis com a temperatura.

Os resultados mostraram que a consideração de propriedades dependentes da temperatura resultou em um aumento da diferença de temperatura entre as faces interna e externa (δT) da camada de concreto refratário. Isso se deve ao

fato de que, conforme evidenciado na Figura 5.4, a condutividade térmica do concreto diminui com a temperatura. Assim, ao levar em conta essa variação da propriedade, o fluxo de calor através do concreto é reduzido, diminuindo a temperatura ao longo da espessura e, conseqüentemente, aumentando δT em cerca de 33 °C. No entanto, essa diferença é atenuada ao atingir a face externa da carcaça metálica, com uma diminuição da temperatura de aproximadamente 3 °C ao considerar propriedades variáveis.

Essa análise evidencia o impacto das propriedades dependentes da temperatura no comportamento do material em serviço e, conseqüentemente, no projeto do revestimento refratário. A maior diferença de temperatura na camada de concreto pode resultar em maiores diferenças na expansão térmica. Portanto, considerar a variação das propriedades com a temperatura é essencial não apenas para o projeto de isolamento térmico da estrutura e conservação de energia, mas também para o projeto de parâmetros como as juntas de expansão e o posicionamento de âncoras, especialmente em aplicações que envolvem elevadas temperaturas.

Os perfis térmicos ao longo de painéis planos e curvos são mostrados na Figura 6.2, bem como a diferença de temperatura entre essas duas geometrias. Os resultados indicaram que os painéis planos têm menor resistência térmica do que os curvos, com temperaturas consistentemente mais altas ao longo de toda a espessura do revestimento, apesar de idênticas condições de contorno.

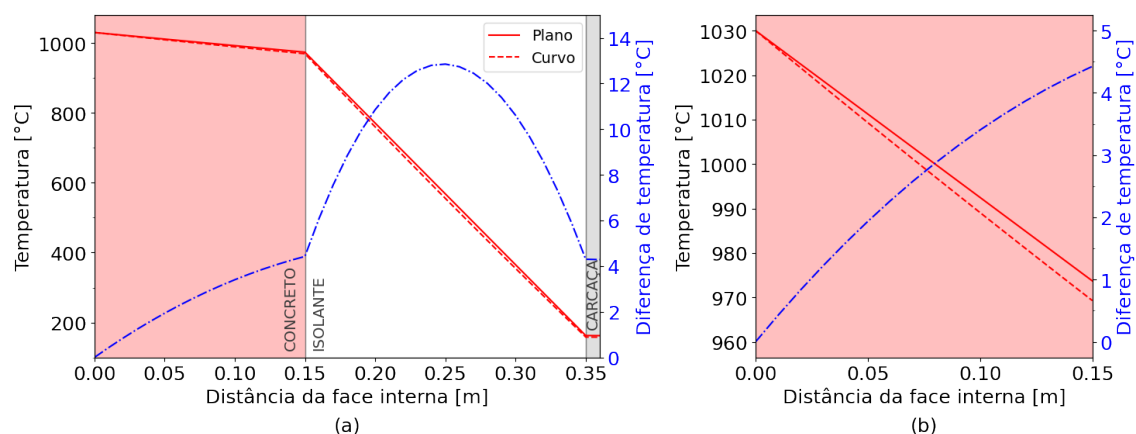


Figura 6.2. Perfil de temperatura ao longo da espessura do revestimento para painéis planos e curvos: (a) todas as camadas, (b) camada de concreto.

Esse comportamento pode ser atribuído às diferenças inerentes na área da seção transversal entre as geometrias plana e curva. Especificamente, a geometria curva possui a área da seção transversal crescente ao longo de sua espessura devido ao aumento do comprimento com o aumento do raio (distância do centro da fornalha), enquanto a geometria plana mantém a área da seção transversal constante ao longo de toda a sua espessura. Para a transferência de calor em estado estacionário, uma quantidade igual de energia flui através das faces interna e externa do painel. Assim, como a geometria curva apresenta uma maior área em sua face externa, o fluxo de calor distribuído sobre esta área é menor em comparação com a geometria plana, o que resulta em um perfil de temperaturas mais baixas ao longo da espessura do painel curvo.

Dessa forma, incorporar a curvatura no modelo resultou em um aumento do gradiente térmico no revestimento, com uma discrepância de aproximadamente 4 °C na face externa tanto do concreto quanto da carcaça metálica, e uma diferença máxima de cerca de aproximadamente 12 °C observada na camada de isolante.

A Figura 6.3 ilustra a influência da espessura do painel de concreto no perfil de temperatura gerado no revestimento, considerando painéis curvos. Conforme apresentado, há uma relação direta entre a espessura e a diferença de temperatura na camada correspondente. O aumento da espessura do concreto resultou em uma diferença de temperatura mais pronunciado nessa camada: os valores observados foram de 41,1 °C, 60,9 °C e 80,3 °C para as espessuras de 0,10 m, 0,15 m e 0,20 m, respectivamente.

As diferenças observadas têm impacto direto no comportamento termomecânico dos painéis, conforme será discutido na Seção 6.3. Por outro lado, a influência da espessura do concreto na temperatura da carcaça metálica foi menos significativa. Para espessuras de 0,10 m, 0,15 m e 0,20 m, a temperatura da carcaça metálica atingiu aproximadamente 160 °C, 158 °C e 156 °C, respectivamente. Isto é, para as condições consideradas, uma variação de 5 cm na espessura do concreto resultou em uma variação de 2 °C na temperatura externa do equipamento. Em termos práticos, esse resultado indica a baixa sensibilidade da

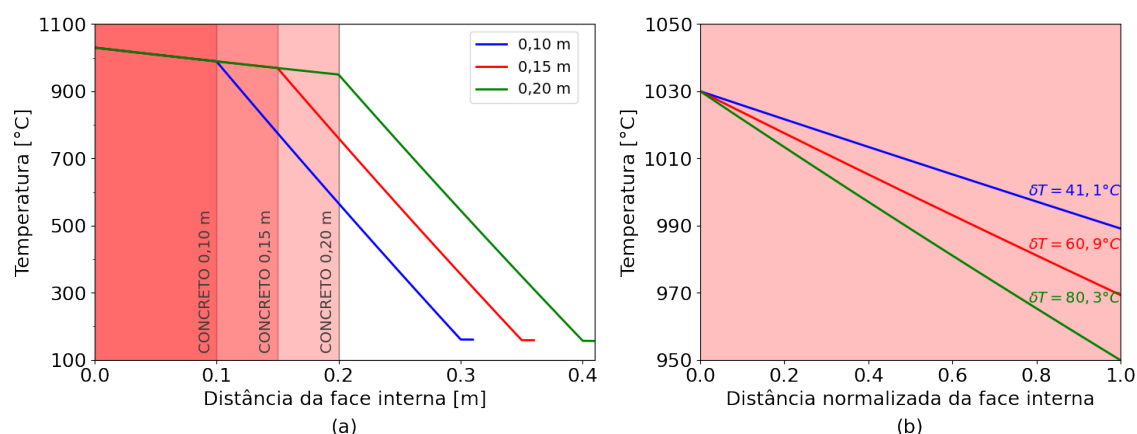


Figura 6.3. Perfil de temperatura ao longo da espessura do revestimento para painéis de concreto curvos com diferentes espessuras: (a) todas as camadas, (b) camada de concreto, onde δT denota a diferença de temperatura entre a face interna e a face externa do concreto.

temperatura externa do equipamento com relação à erosão sofrida pelos painéis de concreto devido à exposição à alumina, nas condições apresentadas. Isto é, a deterioração da camada de trabalho é difícil de ser detectada por meio de medições de temperatura da estrutura metálica, especialmente considerando a baixa precisão associada à essas medidas. A escolha adequada dos materiais e projeto do revestimento, em especial dos isolantes térmicos, pode alterar a sensibilidade das temperaturas da carcaça em função do desgaste da camada de trabalho.

6.2 Análise do atrito entre as camadas do revestimento

Esta seção concentra-se no estudo do impacto do coeficiente de atrito (μ) intercadas no comportamento termomecânico do revestimento refratário. A faixa de valores de $\mu = [0, 2,0]$ foi escolhida para abranger uma gama realista de interações possíveis, com base em relatos da literatura. Além disso, foram realizadas análises com coeficiente de atrito infinito para entender o comporta-

mento extremo do sistema, ajudando a determinar um valor adequado de μ para as análises subsequentes.

A influência do coeficiente de atrito na expansão dos painéis, considerando geometria plana, é apresentada na Figura 6.4. Os resultados mostraram que, na camada de concreto, a expansão do comprimento do painel não foi afetada pela variação do coeficiente de atrito na faixa de 0 a 2,0. A diferença foi observada apenas ao considerar o atrito infinito entre as camadas, como ilustrado na Figura 6.4-b. Isso ocorre porque, na condição de atrito infinito, as camadas do revestimento são totalmente impedidas de se deslocar uma em relação à outra, inclusive na direção normal às suas faces. Em outras palavras, o coeficiente de atrito infinito indica uma condição em que as superfícies apresentam adesão máxima, e o movimento relativo entre elas é nulo. Essa restrição é evidente na Figura 6.4-a nos pontos de interface entre as camadas, onde há um *gap* de expansão nos casos de atrito finito e continuidade no caso de atrito infinito. Assim, ao considerar atrito infinito, o sistema torna-se interconectado e engastado. Nessa condição, a expansão da face externa do concreto é restringida pelo isolante, diminuindo a expansão do concreto nesse ponto, que é compensada pelo aumento da expansão na sua face interna.

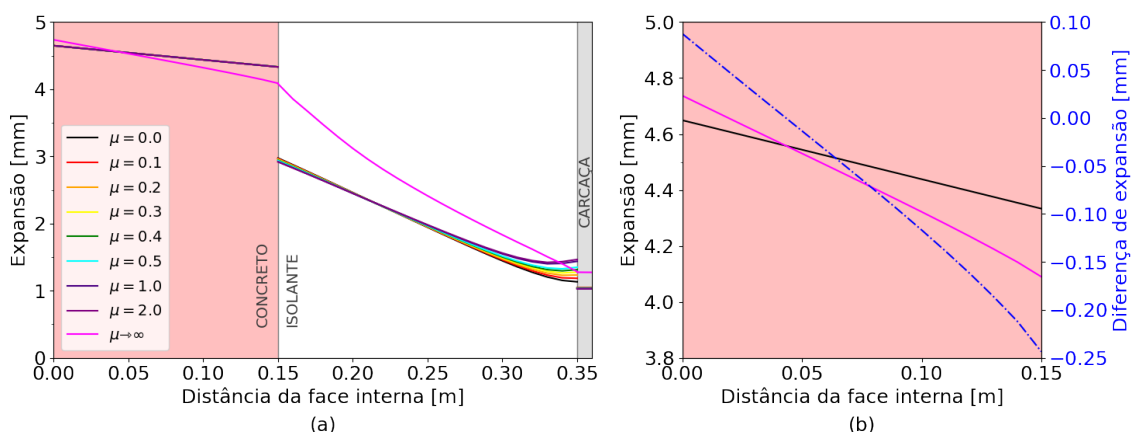


Figura 6.4. Expansão ao longo da espessura do revestimento considerando diferentes coeficientes de atrito (μ): (a) todas as camadas, (b) camada de concreto, mostrando a diferença entre a expansão considerando coeficiente de atrito máximo ($\mu \rightarrow \infty$) e mínimo ($\mu = 0, 0$).

Já na camada de isolante, o coeficiente de atrito teve uma influência maior.

Foi observada uma diminuição na expansão diferencial com o aumento do coeficiente de atrito na faixa de 0 a 2,0. Isto é, a expansão do comprimento do isolante foi diminuída na sua face interna e aumentada na sua face externa, devido ao aumento da restrição do sistema com o aumento de μ .

A Figura 6.5 apresenta os resultados de expansão nas faces interna e externa de painéis de concreto planos e curvos, em três direções da geometria, ilustradas no *inset* da figura. Novamente, observa-se que a expansão do concreto, em qualquer direção e para ambos os formatos considerados, não foi afetada pelo coeficiente de atrito na faixa de 0 a 2,0, sendo a diferença notada apenas para atrito infinito. Além disso, é possível observar a diferença no comportamento de expansão entre as geometrias plana e curva, especialmente na direção do comprimento, que é a direção com curvatura no painel curvo. Essa diferença será discutida na Seção 6.3.

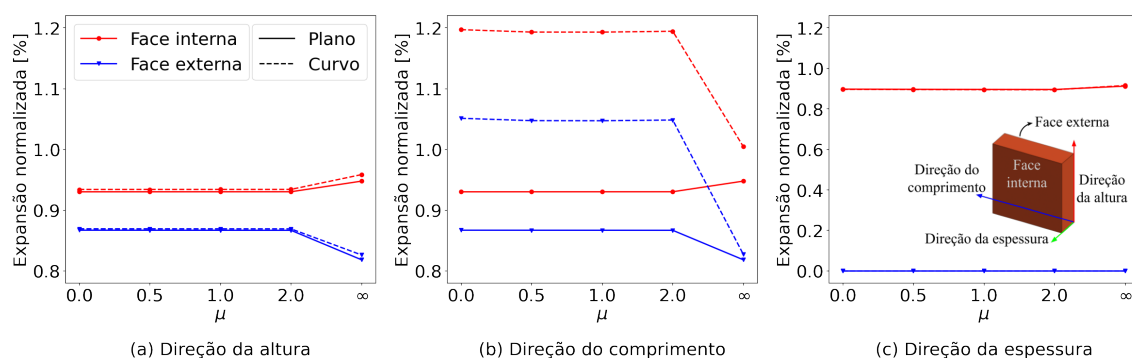


Figura 6.5. Expansão nas faces interna e externa do concreto para painéis planos e curvos, em função do coeficiente de atrito (μ) entre as camadas do revestimento, nas direções da (a) altura, (b) comprimento e (c) espessura.

Essa falta de influência do coeficiente de atrito na faixa de 0 a 2,0 no comportamento de expansão pode ser melhor entendida por meio da avaliação do empenamento e conseqüente destacamento entre as camadas do revestimento. Primeiramente, é importante considerar que as forças de atrito, tangenciais à superfície de contato, são proporcionais às forças normais por meio de μ . Dessa forma, a influência do coeficiente de atrito nas restrições à expansão do sistema está diretamente ligada às forças normais entre as camadas do revestimento.

No sistema em estudo, devido ao elevado gradiente térmico no revestimento, os painéis refratários tendem a empenar devido à diferença de expansão entre

as faces interna e externa. Nas situações de atrito entre 0 a 2,0, as camadas não estão impedidas de se separar na direção normal, levando a um destacamento entre as camadas, como ilustrado na Figura 6.6. Desse modo, observa-se um destacamento ou separação entre as camadas de concreto e isolante nas regiões próximas às bordas do painel, conforme evidenciado na Figura 6.6-a, enquanto o oposto ocorre na interface entre o isolante e a carcaça metálica, ou seja, o maior destacamento ocorre no centro, devido ao empenamento do isolante, como visto na Figura 6.6-b.

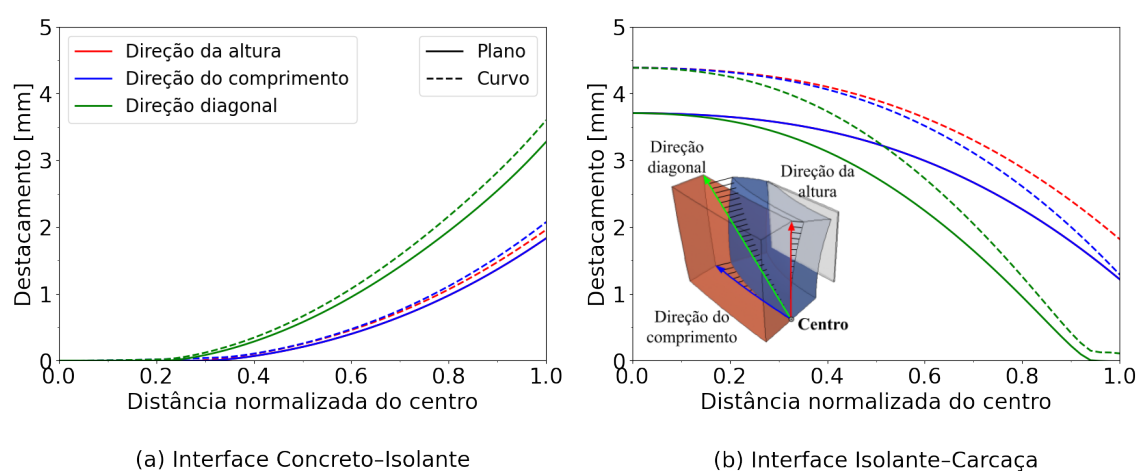


Figura 6.6. Destacamento entre as camadas (a) concreto–isolante e (b) isolante–carcaça metálica ao longo das direções da altura, comprimento e diagonal para painéis planos e curvos, considerando coeficiente de atrito nulo entre as camadas.

Tendo esse comportamento em mente, a Figura 6.7 apresenta o destacamento entre as camadas de concreto–isolante e isolante–carcaça em função do coeficiente de atrito intercamadas, tanto no centro quanto na borda do painel e em três direções da geometria.

Esses resultados demonstraram que o destacamento é minimamente afetado pelo coeficiente de atrito. Uma vez que o destacamento entre as camadas limita as forças normais entre elas, diminuindo a influência de uma sobre o comportamento de expansão da outra, e esse destacamento não foi alterado pelo coeficiente de atrito, conseqüentemente o coeficiente de atrito não influenciou o comportamento de expansão do concreto nos casos analisados.

Um ponto importante a ser considerado no projeto do revestimento é que,

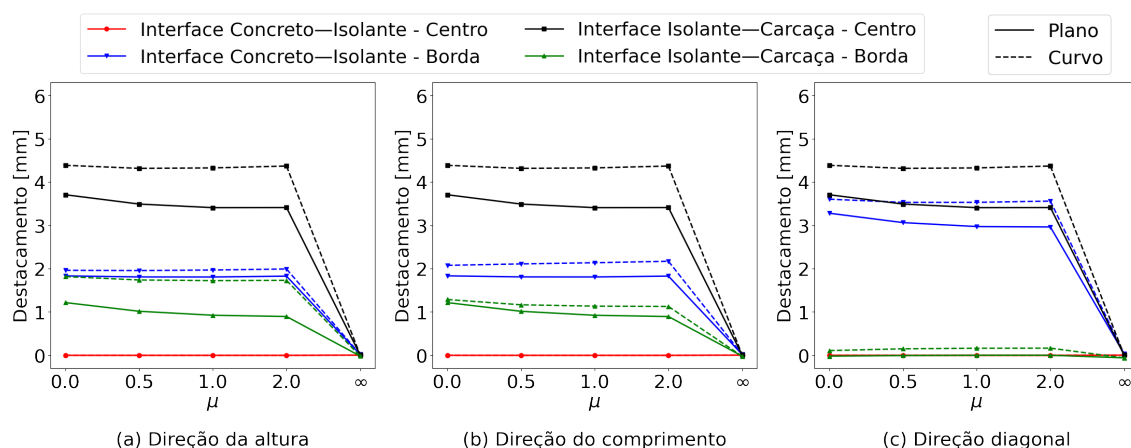


Figura 6.7. Destacamento entre as camadas concreto–isolante e isolante–carcaça, no centro e na borda do painel, para painéis planos e curvos, em função do coeficiente de atrito (μ) entre as camadas do revestimento, nas direções da (a) altura, (b) comprimento e (c) diagonal.

como mostrado na Figura 6.6, os painéis curvos tendem a se destacar mais do que os painéis planos. O destacamento atinge valores máximos de 3,3 mm e 3,6 mm nas bordas de painéis de concreto planos e curvos, respectivamente, e de 3,7 mm e 4,4 mm no centro de painéis de isolante planos e curvos. Essa informação é relevante para a escolha do método de ancoragem do revestimento e tem implicações diretas nas tensões geradas.

A influência do coeficiente de atrito sobre as tensões resultantes é ilustrada na Figura 6.8 para as geometrias plana e curva. O perfil de tensão está representado para o plano que corta o revestimento ao meio verticalmente, mostrando apenas metade do plano devido à simetria. A escolha deste plano se deu porque foi onde as maiores tensões foram observadas na camada de concreto, que é a camada de maior interesse neste estudo. A Tabela 6.1 resume os valores obtidos para as máximas tensões de tração em função de μ para cada camada e geometria.

Os resultados mostraram que as tensões de tração geradas na camada de concreto apresentaram uma tendência moderadamente crescente com os coeficientes de atrito na faixa de 0 a 2,0, enquanto pouca influência foi observada nas outras camadas neste plano particular. As máximas tensões de tração no concreto variaram de 4,5 MPa a 6,5 MPa no caso da geometria plana e de 9,6 MPa

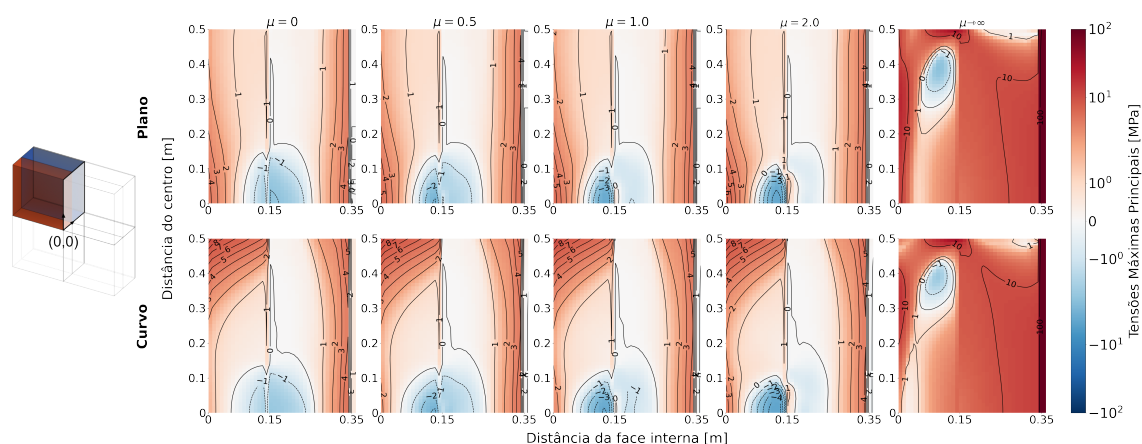


Figura 6.8. Tensões máximas principais no plano vertical considerando diferentes coeficientes de atrito (μ) entre as camadas do revestimento para painéis planos e curvos.

Tabela 6.1. Tensões máximas observadas no plano vertical em cada camada, considerando diferentes coeficientes de atrito (μ) entre as camadas do revestimento para geometria plana e curva.

		Tensões Máximas Principais [MPa]				
Camada	Formato	$\mu = 0,0$	$\mu = 0,5$	$\mu = 1,0$	$\mu = 2,0$	$\mu \rightarrow \infty$
Concreto	Plano	4,5	5,2	5,8	6,5	33,2
	Curvo	9,6	9,7	9,8	9,9	34,0
Isolante	Plano	4,7	4,7	4,6	4,4	25,0
	Curvo	5,4	5,4	5,4	5,4	25,9
Carcaça	Plano	0,0	0,0	0,0	0,0	185,0
	Curvo	0,6	0,4	0,4	0,4	248,3

a 9,9 MPa para a geometria curva. Sob condição de atrito infinito entre as camadas, houve uma mudança significativa na dinâmica, como pode ser observado tanto no perfil quanto na magnitude das tensões geradas. Nesse cenário, as tensões escalaram drasticamente, alcançando aproximadamente 185 MPa na carcaça metálica plana e 248 MPa na curva. Além disso, os níveis de tensão excederam 30 MPa em regiões específicas do painel de concreto para ambas as geometrias, ressaltando o impacto considerável do atrito infinito no comportamento termomecânico do revestimento.

Esses resultados sugerem que a condição de atrito infinito superestima as restrições, considerando o desempenho relatado de revestimentos refratários em

calcinadores de alumina. Dessa forma, é razoável inferir que coeficientes de atrito de até 2,0 já estão se aproximando de condições realistas.

Portanto, considerando que o coeficiente de atrito na faixa de 0 a 2,0 não apresentou efeito no comportamento de expansão e sua influência nas tensões é relativamente pequena em comparação com outros fatores, como a geometria e dimensões do painel (como será discutido posteriormente), e também considerando fontes literárias que indicam que os coeficientes de atrito de cerâmicas refratárias geralmente variam entre 0,4 e 0,7, o valor intermediário de 0,5 foi escolhido para analisar os efeitos dos parâmetros de projeto.

6.3 Análise da geometria do painel

6.3.1 Curvatura

Esta seção visa compreender o impacto da curvatura dos painéis monolíticos, causada pelo formato cilíndrico do calcinador, no comportamento termomecânico do sistema, buscando correlacionar os resultados da simulação com observações empíricas da indústria.

A Figura 6.9 apresenta os resultados de expansão ao longo da espessura do revestimento para as geometrias plana e curva. É notável, primeiramente, a diferença de expansão na direção do comprimento dos painéis, que é a direção com curvatura no modelo curvo. Os painéis curvos apresentaram maior expansão ao longo dessa direção em todas as camadas do revestimento. Por outro lado, o comportamento de expansão nas direções da altura e espessura do concreto foi minimamente afetado pela curvatura.

Um ponto importante a ser considerado é que o comprimento dos painéis curvos, diferentemente dos planos, não é constante – ele aumenta com a distância da face interna do concreto. Entretanto, mesmo após a normalização da expan-

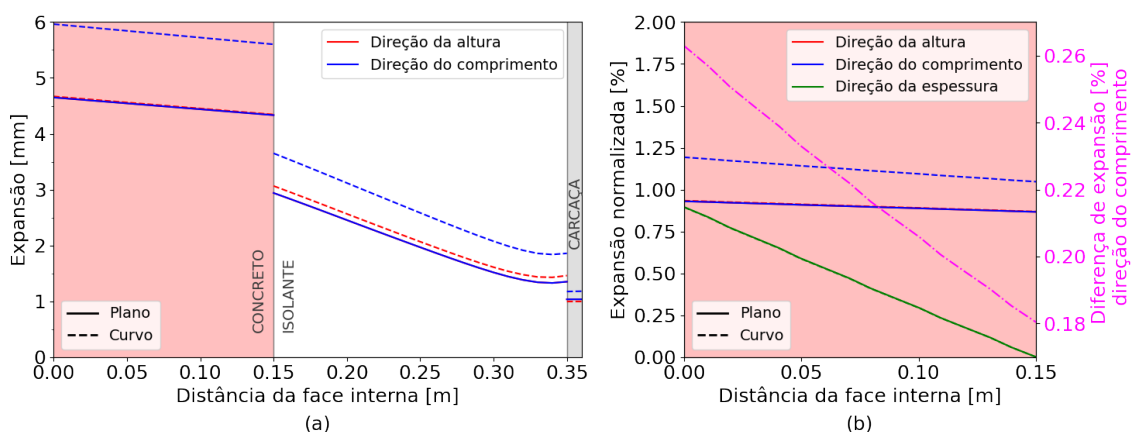


Figura 6.9. Expansão ao longo da espessura do revestimento nas direções da altura, comprimento e espessura para painéis planos e curvos: (a) todas as camadas, (b) camada de concreto, considerando a expansão normalizada, mostrando a diferença de expansão no comprimento entre painéis curvos e planos.

são, ou seja, dividindo o valor de expansão pelo comprimento inicial em cada ponto da espessura, a expansão normalizada dos painéis curvos ainda foi maior do que a dos planos em todo o revestimento, conforme ilustrado na Figura 6.9-b.

Esse resultado sugere que a consideração da curvatura pode ser importante para a definição de parâmetros que dependem do comportamento de expansão dos painéis, como a definição das juntas de expansão. Essas juntas são geralmente determinadas por meio de equações analíticas simples que não levam em conta a curvatura, e portanto podem subestimar o tamanho adequado da separação entre painéis para acomodar a expansão térmica. A incorporação da curvatura nos cálculos das juntas de expansão pode, portanto, ser crucial para garantir a integridade e durabilidade do revestimento refratário em aplicações práticas.

Como comparação, a Tabela 6.2 mostra os valores das juntas de expansão na direção do comprimento dos painéis, calculados segundo o modelo analítico de dilatação térmica unidirecional ($L_0 \alpha \Delta T$) e os resultados obtidos dos modelos plano e curvo. Vale ressaltar que, nos resultados da simulação, obteve-se a expansão de metade do comprimento do painel, sendo necessário duplicar o valor para obter o valor da junta de expansão.

Ao analisar a tabela, nota-se inicialmente que o modelo numérico plano já apresenta diferença em relação ao modelo analítico, mesmo considerando a va-

Tabela 6.2. Juntas de expansão [mm] na direção do comprimento de painéis, segundo modelos analíticos e numéricos, nas faces interna (FI) e externa (FE) de cada camada do revestimento.

Camada	Posição	ΔT [°C]	α [$10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$]	Junta de expansão [mm]		
				Modelo analítico	Modelo numérico plano	Modelo numérico curvo
Concreto	FI	1000	8,79	8,79	9,30	11,93
	FE	943,7	8,69	8,20	8,67	11,20
Isolante	FI	943,5	7,38	6,96	5,89	7,30
	FE	132,9	7,38	0,98	2,70	3,71

riação de temperatura diferente em cada posição e o valor do coeficiente de expansão (α) na respectiva temperatura no modelo analítico. Essa diferença ocorre devido a outros elementos considerados no modelo numérico, como atrito entre as camadas, gravidade, pressão na face interna do concreto, restrição na carcaça metálica e variação não-linear das propriedades com a temperatura, o que não é considerado no modelo analítico simplificado. Essa diferença foi de aproximadamente 6 % na face interna do concreto. Para o modelo curvo, a diferença foi ainda mais expressiva, alcançando 35 %. Isso indica que a curvatura tem um impacto significativo nas estimativas das juntas de expansão, ressaltando a importância de considerar a geometria correta do revestimento ao projetar esses componentes em aplicações industriais.

Outro aspecto observado na Tabela 6.2 é a diferença no valor da junta de expansão entre as faces interna e externa de cada camada, indicando que uma junta de expansão ideal deveria ter o formato de cunha. Na prática, entretanto, esse formato não é adotado, e a junta utilizada apresenta espessura constante ao longo de toda a espessura do revestimento. Portanto, é importante considerar o comportamento não uniforme de expansão do revestimento no projeto das juntas de expansão, pois se a junta não se fechar completamente após a variação de temperatura, o revestimento ficará suscetível à infiltração de partículas de alumina altamente erosivas a alta temperatura. Essas partículas podem corroer o revestimento e danificar a chaparia do equipamento, causando para-

das de manutenção não planejadas, um problema frequentemente relatado pela indústria.

A Figura 6.10 apresenta uma visualização abrangente do perfil de tensão obtido para painéis planos e curvos, considerando apenas a expansão térmica (ainda sem considerar a interação com painéis vizinhos, que será discutida na Seção 6.4). Os mapas de cores destacam áreas de seção transversal dentro do revestimento onde foram observadas as máximas tensões dentro da camada de concreto.

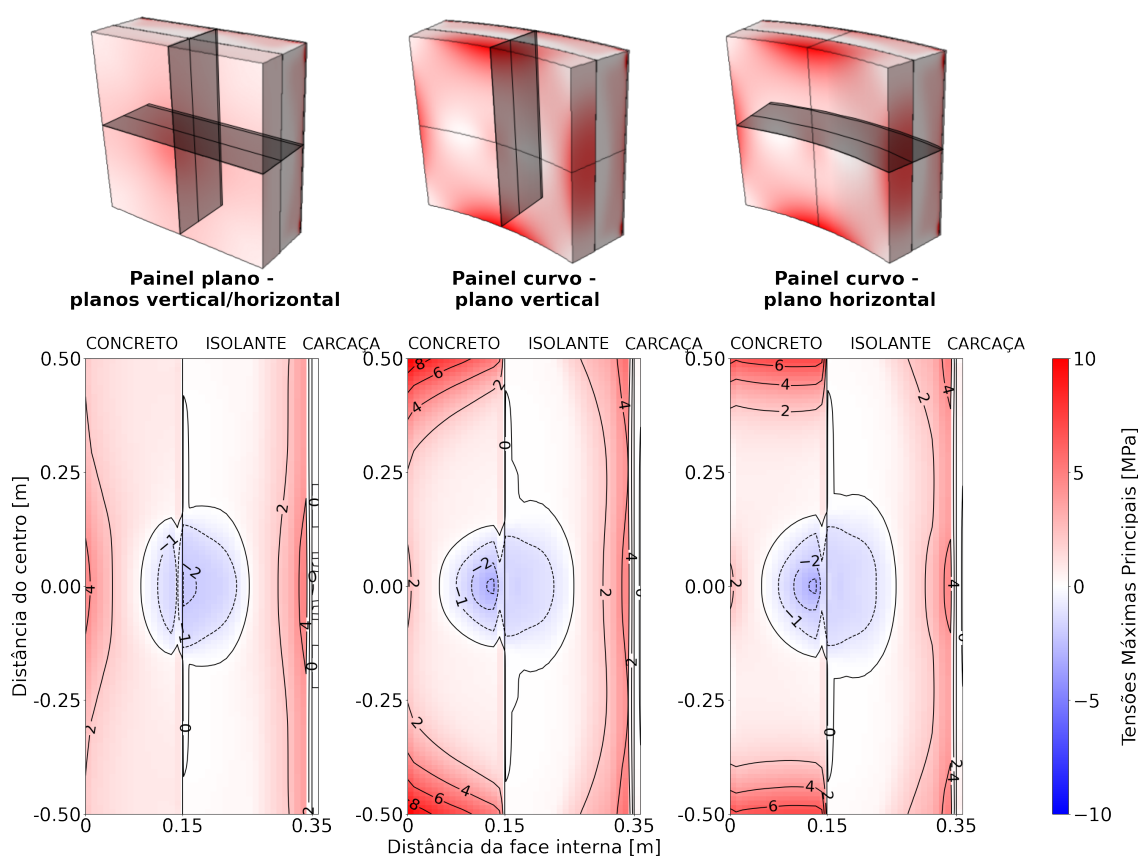


Figura 6.10. Tensões máximas principais ao longo dos planos vertical e horizontal para geometrias planas e curvas.

Uma observação inicial foi que, nos painéis planos, o perfil de tensão é o mesmo nos planos vertical e horizontal devido à simetria inerente. Por outro lado, painéis com curvatura apresentaram uma divergência no perfil de tensão entre os planos vertical e horizontal, conforme ilustrado na Figura 6.10.

Além disso, diferentes zonas de concentração de tensão foram identificadas

em painéis planos e curvos. Enquanto os painéis planos exibiram máximas tensões no centro próximo à face interna, os painéis curvos manifestaram maiores tensões em regiões próximas ao centro de suas bordas. Essa mudança na concentração de tensões, do centro para as bordas, é atribuída à interação entre a curvatura inicial do painel e a deformação térmica induzida.

Nos painéis planos, à medida que a face mais quente se expande, ela tende a se projetar para fora, tornando-se o lado 'convexo' do painel deformado. Esse arqueamento provoca a distensão do material nessa região, gerando tensões de tração. Por outro lado, a face mais fria, que curva para dentro, torna-se o lado 'côncavo' do painel, comprimindo o material e resultando em tensões compressivas. Já nos painéis curvos, a distribuição de tensões se mostrou mais complexa. Inicialmente, esses painéis apresentavam a face mais quente côncava e a face mais fria convexa. Com o aquecimento, a expansão térmica diferencial induziu uma deformação oposta à curvatura original, distorcendo a forma inicial do painel. Isso levou a uma mudança significativa na distribuição das tensões, com as máximas concentrações ocorrendo nas bordas do painel. Essa discrepância observada entre painéis planos e curvos sugere variações nos padrões de fratura ao se exceder a resistência mecânica do material.

Adicionalmente, em ambas as geometrias, uma zona de compressão emergiu perto da interface refratário-isolante (cor azulada na Figura 6.10). Esse fenômeno decorre do empenamento do isolante induzido pelo elevado gradiente térmico dentro dessa camada, comprimindo os refratários nessa região central.

Em relação às magnitudes de tensão, os painéis curvos apresentaram valores maiores em comparação aos painéis planos. Para fundamentar a discussão em implicações práticas, o critério de falha de Rankine foi utilizado para identificar áreas dentro da camada de concreto suscetíveis a falha (por tração), com os resultados apresentados na Figura 6.11.

Os resultados mostraram que, enquanto os painéis planos, nas condições consideradas, não apresentaram áreas onde o critério de Rankine foi superado (áreas com f acima de 1), tensões críticas nas bordas dos painéis curvos ultrapassaram a resistência do material, tornando essas regiões propensas a falhas.

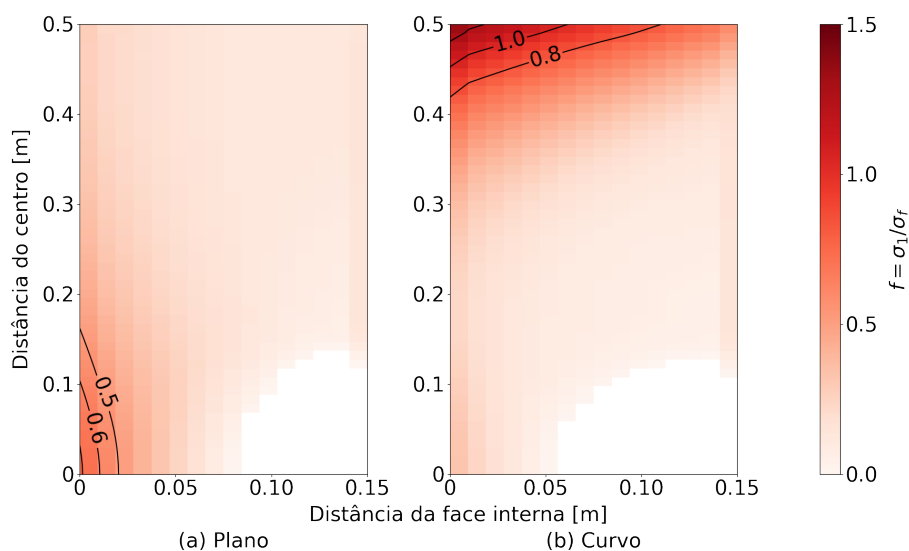


Figura 6.11. Critério de Rankine, $f = \sigma_1/\sigma_f$, no plano vertical para painéis de concreto (a) planos e (b) curvos.

Para validar empiricamente os resultados da simulação, a Figura 6.12 apresenta uma fotografia de painéis de concreto refratário de dimensões similares às do modelo, exibindo trincas que seguem um padrão coerente com a distribuição de tensão mostrada pelos resultados de simulação do modelo curvo. Isso indica que o modelo curvo apresenta maior representatividade do problema do revestimento do calcinador, apesar das simplificações assumidas.

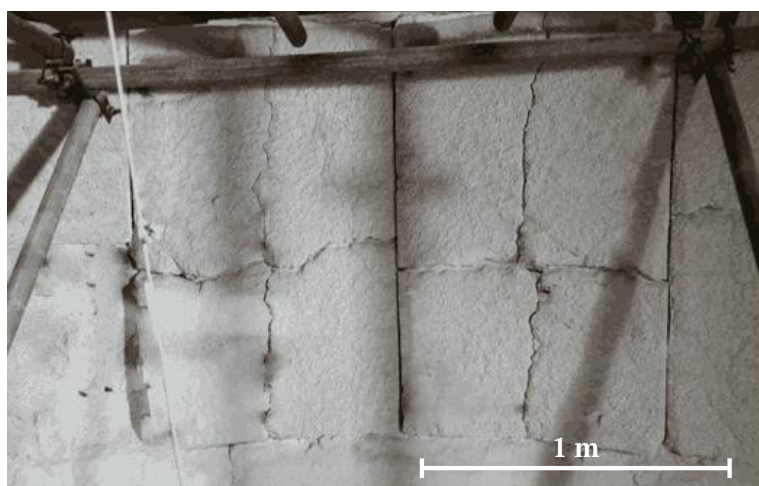


Figura 6.12. Padrão de trincamento cruzado em painéis de concreto refratário do revestimento do calcinador da Hydro Alunorte.

No entanto, é importante observar que a curvatura dos revestimentos de cal-

cinadores muitas vezes não é perfeita nem homogênea. Seções da parede do calcinador podem apresentar painéis com graus variados de curvatura ou até mesmo painéis planos, resultando em padrões de trincamento distintos. Apesar disso, a abordagem de modelagem apresentada neste trabalho parece adequada para prever o comportamento termomecânico dos revestimentos de calcinadores, já que os resultados obtidos com o painel curvo estão em consonância com as observações industriais. Além disso, o modelo curvo apresentou tensões mais altas, o que pode ser considerado um fator de risco adicional no projeto do revestimento.

Ademais, os resultados do perfil de tensão não apenas oferecem *insights* sobre o comportamento estrutural dos painéis, mas também fornecem orientações para o posicionamento ideal de ancoragens e compreensão dos potenciais mecanismos de falha. No contexto de painéis curvos, por exemplo, a zona central de compressão pode ser benéfica para mitigar as tensões de tração locais ao redor de âncoras centrais. Porém, as quatro regiões com as tensões mais altas estão localizadas no centro das bordas do painel. Com isso, o alinhamento das âncoras em padrão cruzado apresenta o risco de induzir trincas no painel (como as observadas na Figura 6.12) devido ao aumento da concentração de tensões ao redor das mesmas. Para resolver isso, uma abordagem prudente envolveria ancorar em cada um dos quatro quadrantes, com orientações de ancoragem ajustadas em 90° para evitar o alinhamento e a propagação de trincas. Embora não seja o foco deste trabalho, o estudo de caso sobre o posicionamento e densidade ideal de âncoras é uma área de interesse relevante para futuras investigações.

6.3.2 Dimensões

Considerando os resultados da influência da curvatura no comportamento dos painéis de concreto, observou-se que a geometria curva de 1 m x 1 m x 0,15 m já falharia com base nas condições do modelo. Assim, esta seção busca explorar a influência dos parâmetros de *design*, especificamente o tamanho (comprimento e largura) e a espessura dos painéis, no comportamento de expansão e no perfil de tensões gerado no revestimento, visando identificar geometrias mais adequadas para mitigar danos e aprimorar a integridade estrutural dos revestimentos refratários.

A Figura 6.13 exibe os resultados da expansão normalizada para painéis com tamanhos de 0,5 m a 1,5 m, mantendo a espessura fixa em 0,15 m. Os resultados indicaram que variar o tamanho do painel não afetou significativamente o comportamento de expansão nas direções de altura e espessura – a expansão normalizada pelo comprimento inicial permaneceu praticamente constante com a variação de tamanho nessas direções. No entanto, a situação foi diferente na direção do comprimento do painel, que exibe curvatura. Nessa direção, tanto as faces interna quanto externa do painel de concreto demonstraram comportamentos semelhantes, com a expansão normalizada atingindo o pico para um tamanho de 1,00 m e diminuindo com a redução e o aumento do tamanho do painel. Isso destaca a complexidade do comportamento termomecânico dos revestimentos refratários, especialmente em estruturas curvas. Apesar da expectativa de que a alteração do comprimento de um revestimento curvo provocaria ajustes proporcionais no tamanho das juntas de expansão, os resultados desafiam essa suposição. A relação não linear entre o tamanho do painel e o comportamento de expansão sugere uma interação mais complexa de fatores, que deve ser considerada ao projetar revestimentos para aplicações de alta temperatura.

O impacto da variação de tamanho no nível de tensões geradas dentro da camada de concreto pode ser visualizado na Figura 6.14, utilizando o critério de Rankine em todos os casos analisados. Os resultados destacaram que o au-

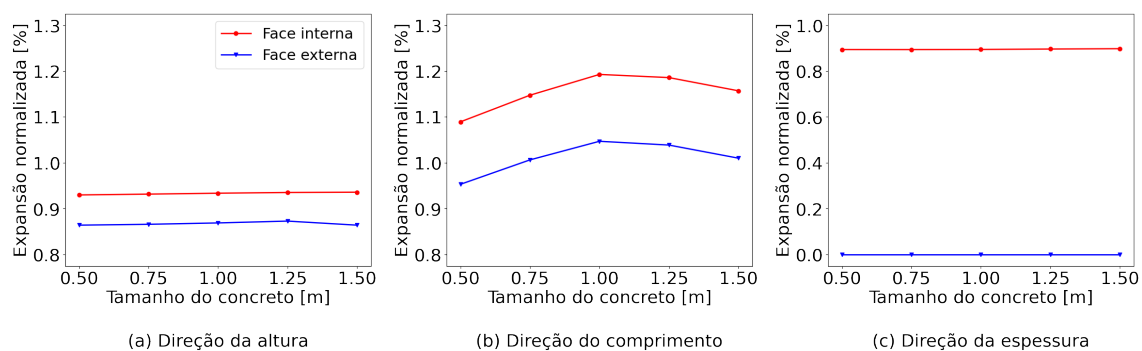


Figura 6.13. Expansão nas faces interna e externa do concreto em função do tamanho, nas direções da (a) altura, (b) comprimento e (c) espessura.

mento do tamanho dos painéis curvos aumentou a magnitude das tensões e a área sujeita a tensões mais elevadas. A probabilidade de falha aumentou de 1,3 para 2 conforme o tamanho aumentou de 1 m para 1,25 m, respectivamente, e ainda mais para 2,6 com um aumento para 1,50 m. Por outro lado, reduzindo o tamanho para 0,75 m e 0,5 m, o fator de falha diminuiu para 0,8 e 0,4, respectivamente. Esses resultados estão alinhados com observações industriais que indicam que painéis maiores são mais propensos ao trincamento.

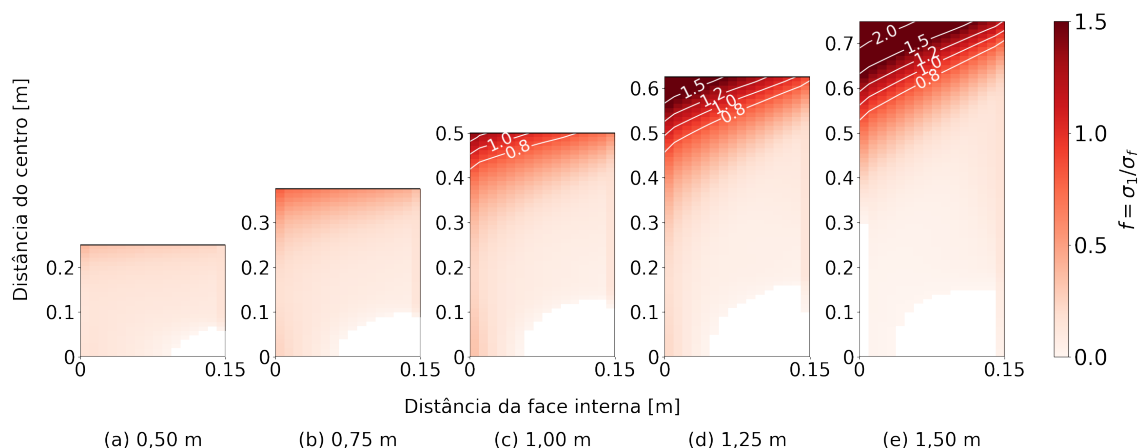


Figura 6.14. Critério de Rankine, $f = \sigma_1/\sigma_f$, no plano vertical do concreto, considerando painéis com tamanho de (a) 0,50 m, (b) 0,75 m, (c) 1,00 m, (d) 1,25 m e (e) 1,50 m.

Os resultados a seguir apresentam cenários adicionais para otimização de configuração, explorando variações de espessura. A Figura 6.15 mostra a expansão normalizada para painéis com espessuras variadas de 0,1 m a 0,2 m. Os resultados indicaram que a variação da espessura dos painéis de concreto teve

pouco impacto no comportamento de expansão. As diferenças observadas estão mais relacionadas à variação do perfil térmico com a mudança na espessura, conforme ilustrado na Figura 6.3.

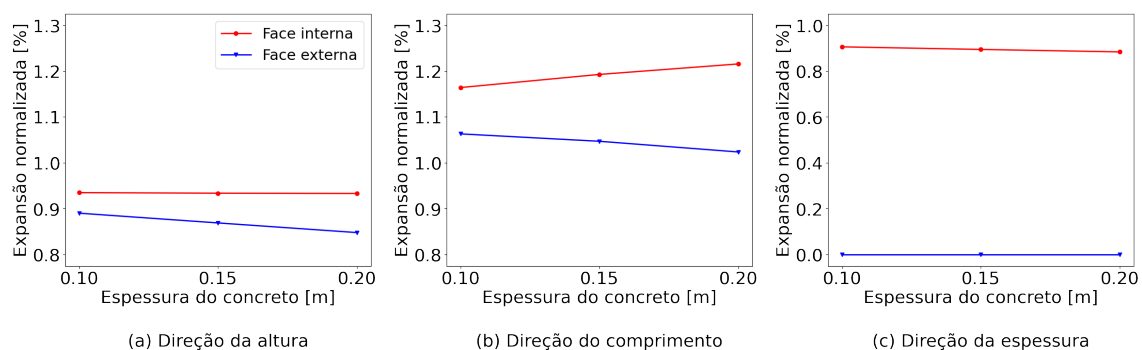


Figura 6.15. Expansão nas faces interna e externa do concreto em função da espessura, nas direções da (a) altura, (b) comprimento e (c) espessura.

A Figura 6.16 mostra o critério de Rankine aplicado a painéis de concreto curvos com espessuras variáveis, mantendo a altura e comprimento da face interna constantes (0,5 m). Os resultados mostraram que a redução da espessura do painel aumentou a probabilidade de falha e a área suscetível a danos. No âmbito deste trabalho, uma espessura de 0,10 m resultou em um fator de falha de 1,6 na borda do painel, enquanto painéis com espessuras de 0,15 m e 0,20 m apresentaram valores máximos de aproximadamente 1,3 e 1,2, respectivamente.

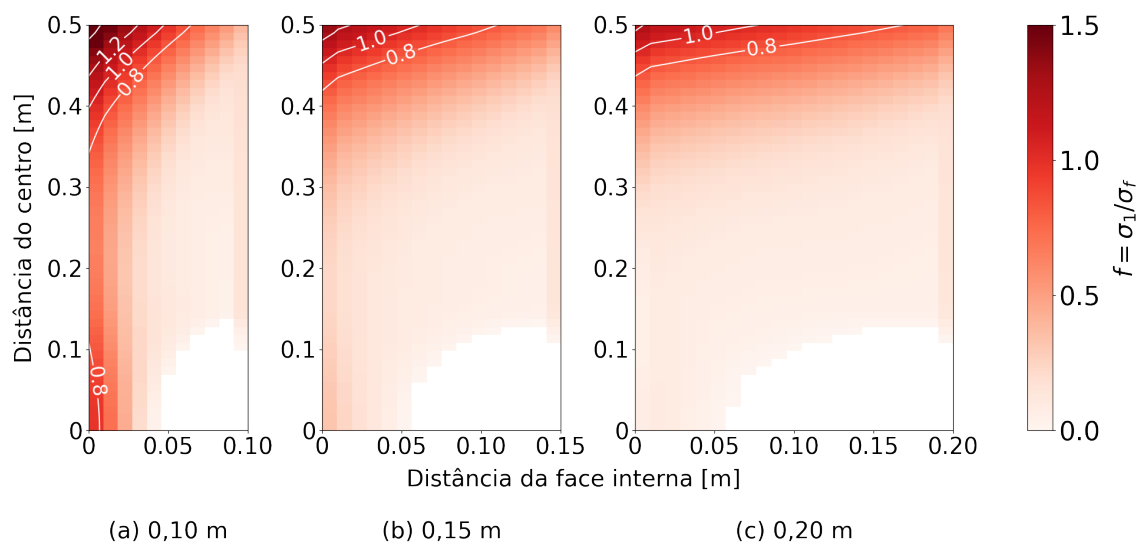


Figura 6.16. Critério de Rankine, $f = \sigma_1 / \sigma_f$, no plano vertical do concreto, considerando painéis com espessura de (a) 0,10 m, (b) 0,15 m, e (c) 0,20 m.

Esse comportamento inesperado pode ser atribuído ao complexo balanço entre a variação da diferença de temperatura entre as faces interna e externa (δT) e a rigidez do painel. Analisando esses fatores separadamente, pode-se afirmar o seguinte:

1. Um material submetido a um gradiente térmico tende a empenar devido à expansão térmica diferencial ao longo de sua espessura. O aumento de δT amplifica o empenamento, levando a maiores tensões.
2. Aumentar a espessura do painel também aumenta o momento de inércia, elevando sua rigidez. Um painel mais rígido é menos suscetível à deformação sob as mesmas condições de carregamento. Consequentemente, o aumento da rigidez leva à redução das tensões.

Portanto, embora os painéis mais espessos experimentaram maiores diferenças de temperatura (vide Figura 6.3), o efeito do aumento da rigidez foi superior nos casos analisados, resultando na diminuição das tensões com o aumento da espessura. De forma semelhante, ao variar o tamanho do painel mantendo uma espessura fixa e, consequentemente, as cargas térmicas, os momentos fletores associados mudam. Especificamente, aumentar o tamanho do painel aumenta o momento fletor, elevando assim as tensões geradas.

Para ilustrar, a Figura 6.17 apresenta a relação entre δT , empenamento e as tensões máximas principais observadas na camada de concreto para os casos analisados. O empenamento do painel foi calculado como a diferença de deslocamento na direção da espessura entre o centro e a borda da face externa do painel. Os resultados mostraram uma relação direta entre a magnitude das tensões e o empenamento do painel. Por outro lado, o aumento do tamanho do painel não alterou a diferença de temperatura, mas, devido ao maior momento fletor associado, o empenamento foi maior, resultando em tensões mais elevadas.

Para aprofundar essa discussão, a Figura 6.18 ilustra o cenário em que uma maior diferença de temperatura resulta em aumento do empenamento e das tensões. Os resultados apresentados são para um painel de concreto com espes-

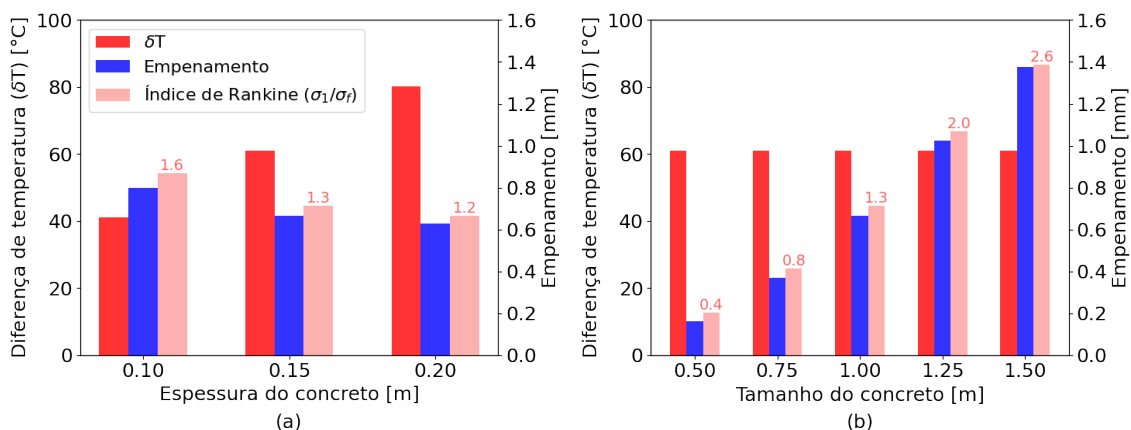


Figura 6.17. Diferença de temperatura entre as faces interna e externa (δT), empenamento do painel e índice de Rankine máximo observados em painéis de concreto refratário com: (a) tamanho fixo (0,5 m) e espessura variável; e (b) espessura fixa (0,15 m) e tamanho variável.

sura fixa de 0,15 m e altura de 0,5 m, submetido a diferentes δT ao alterar a condutividade térmica da camada isolante, considerando que as propriedades mecânicas do isolante permaneceram inalteradas. Especificamente, a alteração da condutividade do isolante para $0,2 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ e $0,8 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ resultou em diferenças de temperatura de $33 \text{ }^{\circ}\text{C}$ e $106 \text{ }^{\circ}\text{C}$ na camada de concreto, respectivamente, correspondendo a índices de falha de 0,9 e 2,1. Esses resultados destacam a complexa interação entre geometria, condições de carregamento e propriedades do material, enfatizando a importância da modelagem numérica em análises de engenharia para alcançar um desempenho aprimorado.

Vale ressaltar que a investigação sobre a variação da espessura esbarra em questões práticas. Alterar a espessura do concreto refratário afeta todo o perfil térmico do revestimento, exigindo uma reavaliação da configuração do revestimento do calcinador e possivelmente alterando a estrutura de custos. Considerando os resultados da variação de tamanho, fica claro que o tamanho otimizado estaria na faixa de 0,75 a 1,0 m, conforme indicado pelo índice de falha de Rankine, variando de 0,8 a 1,3, refletindo as tensões resultantes exclusivamente da expansão térmica. A Figura 6.18 também apresenta uma alternativa para otimizar o revestimento por meio da seleção de materiais, onde a diminuição da condutividade térmica do isolante reduziu o nível de tensões no concreto para valores abaixo do limite de resistência mecânica.

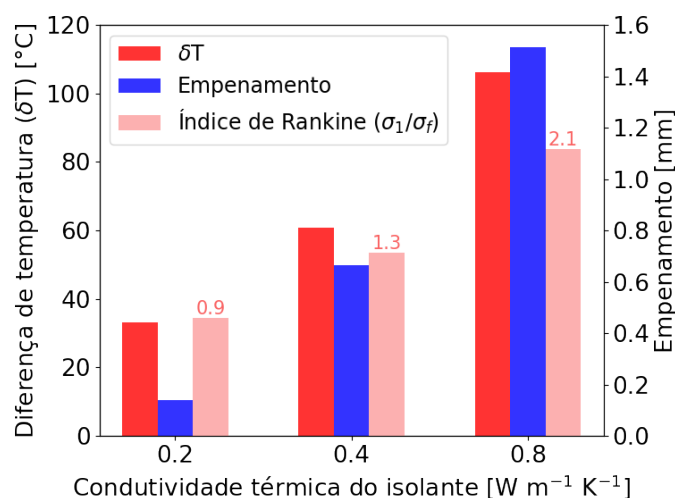


Figura 6.18. Diferença de temperatura entre as faces interna e externa (δT), empenamento do painel e índice de Rankine máximo observado em painéis de concreto com espessura (0,15 m) e tamanho (0,5 m) fixos para variações na condutividade térmica do isolante.

No entanto, determinar o tamanho/configuração ideal requer a consideração de fatores adicionais, como as interações entre os painéis adjacentes e a presença e localização das âncoras. Especificamente, o tamanho das juntas de expansão desempenha um papel crítico, pois influencia diretamente a geração de tensões de compressão nos painéis após a expansão térmica, o que pode mitigar algumas tensões de tração. Esse efeito será discutido na Seção 6.4, a seguir.

6.4 Interação com painéis vizinhos separados por juntas de expansão

Esta seção apresenta os efeitos da interação entre painéis vizinhos no perfil de tensões geradas no revestimento. Foram considerados quatro painéis curvos, conforme a geometria apresentada na Figura 5.3. As juntas de expansão verticais e horizontais variaram de 7 a 12 mm, com base nos resultados de expansão sumarizados na Tabela 6.2. Apesar das diferenças significativas observadas na

expansão nas direções da altura e do comprimento dos painéis, optou-se por utilizar juntas verticais e horizontais de mesmo tamanho, seguindo a prática industrial que utiliza um único tamanho de junta em ambas as orientações. Além disso, o tamanho da junta foi considerado constante ao longo da espessura do revestimento, também de acordo com a prática industrial.

A Figura 6.19 ilustra a pressão de contato nos planos horizontal e vertical das bordas dos painéis, que são os pontos de encontro entre eles. Primeiramente, observa-se que uma junta de 12 mm praticamente não gera contato entre os painéis, o que é esperado, uma vez que a máxima expansão observada para os painéis curvos foi de 11,93 mm. À medida que a junta é reduzida, a pressão de contato torna-se mais pronunciada no plano vertical do que no horizontal, devido à maior expansão do comprimento dos painéis em comparação à altura. Nota-se também a alta sensibilidade da área de contato entre os painéis em relação à variação da junta de expansão, onde uma diferença de apenas 1 mm gera uma variação significativa na área de contato. Para uma junta de 8 mm, essa área já atinge aproximadamente 100 % em ambas as direções, sendo a pressão de contato aumentada à medida que a junta é reduzida para valores menores.

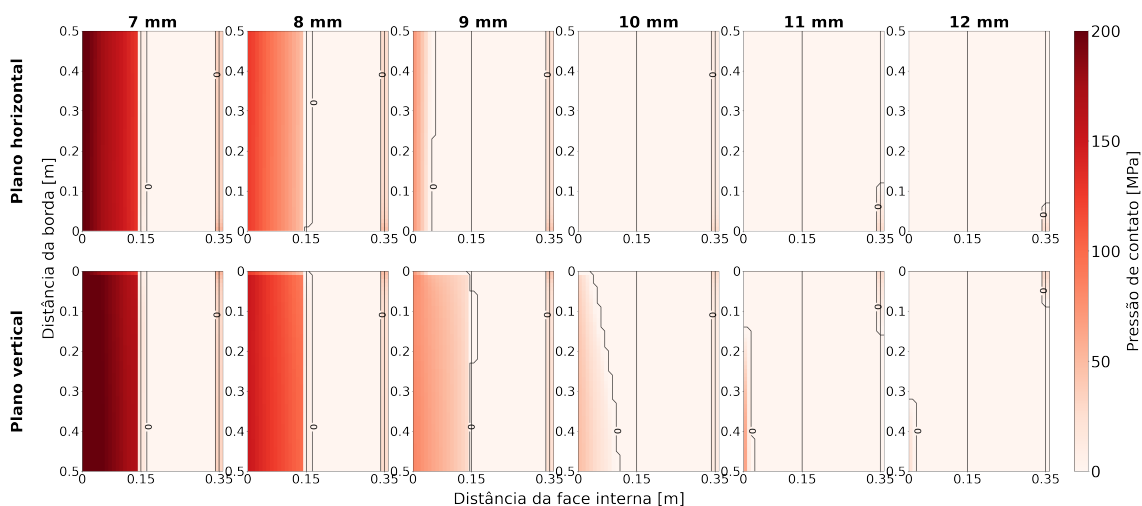


Figura 6.19. Pressão de contato nos planos vertical e horizontal das bordas dos painéis para diferentes tamanhos de junta de expansão.

As Figuras 6.20 e 6.21 apresentam as tensões principais máximas e mínimas nos planos verticais e horizontais do centro e das bordas dos painéis, respectivamente. Observa-se que o perfil de tensões começa a se alterar a partir do

momento em que há contato entre os painéis. Com uma junta de 10 mm, onde o contato passa a ser mais significativo (ainda apenas na direção do comprimento), nota-se uma mudança maior no perfil das tensões.

Nos planos do centro dos painéis, é observado que, no geral, as tensões principais máximas e mínimas diminuem conforme a junta de expansão é reduzida, migrando o perfil de tensões para campos compressivos. Para juntas menores ou iguais a 8 mm, apenas tensões compressivas estão presentes na camada de concreto.

Nos planos das bordas, o comportamento é mais complexo. Há um aumento localizado das tensões máximas principais com a diminuição da junta de 12 para 9 mm. No entanto, com a maior redução das juntas, as tensões diminuem e migram para campos compressivos.

Observando o aumento significativo das tensões compressivas para certos valores de junta, utilizou-se o critério de Mohr-Coulomb para avaliar a influência desse parâmetro na susceptibilidade à falha da camada de concreto. Para isso, foi plotado o círculo de Mohr representativo do estado de tensão para cada nó da camada de concreto, para cada tamanho de junta, conforme apresentado na Figura 6.22. Na figura, está ilustrada a região admissível (região sombreada), calculada com base nas equações 4.11, 4.13 e 4.14, considerando as resistências à tração e à compressão do material do concreto. Consistentemente com o perfil de tensões apresentado nas Figuras 6.20 e 6.21, observa-se que os círculos de Mohr no volume do painel de concreto não só aumentaram de tamanho conforme a junta foi diminuída, como também migraram para regiões de tensão cada vez mais negativas (compressivas).

Para avaliar o volume percentual do concreto sujeito à falha, de acordo com o critério de Mohr-Coulomb, foi utilizada a Equação 4.15 em cada elemento do painel, sendo calculada a porcentagem do volume cujo critério não foi obedecido. Os resultados são apresentados na Figura 6.23.

Na Figura 6.23, é notável a correlação entre o fechamento da junta, calculado pela área de contato entre os painéis, e o volume do painel suscetível à falha. Nota-se que, apesar da diminuição das tensões trativas com a redução do

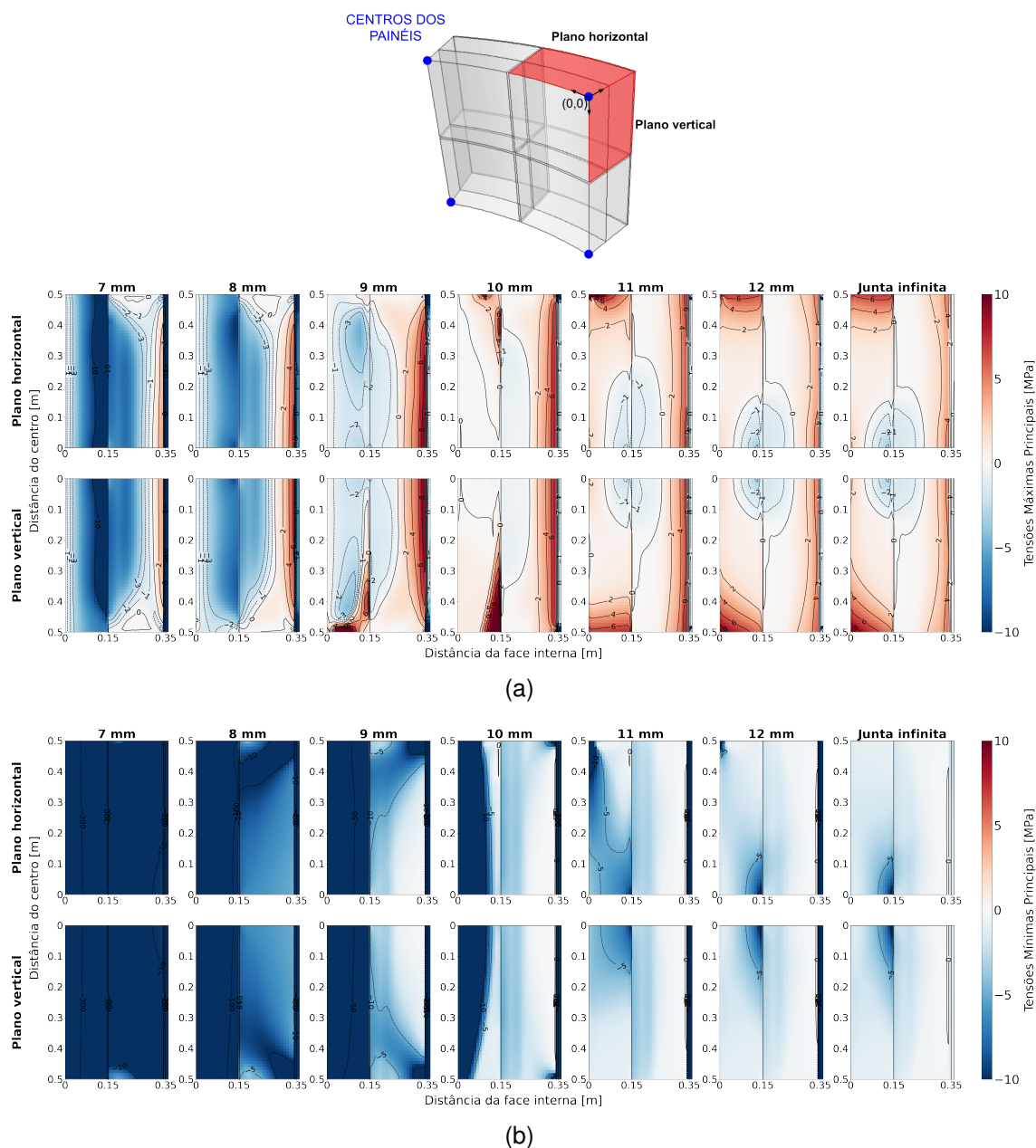


Figura 6.20. Tensões principais (a) máximas e (b) mínimas nos planos vertical e horizontal do centro dos painéis para diferentes tamanhos de junta de expansão.

tamanho da junta, o estado de tensão gerado acabou sendo suficiente para provocar falha por cisalhamento em um volume maior do material conforme a junta foi diminuída.

Um ponto importante a ser considerado é a necessidade de garantir o fechamento adequado da junta para evitar a infiltração de partículas de alumina no revestimento. No entanto, os resultados indicam que a redução excessiva do ta-

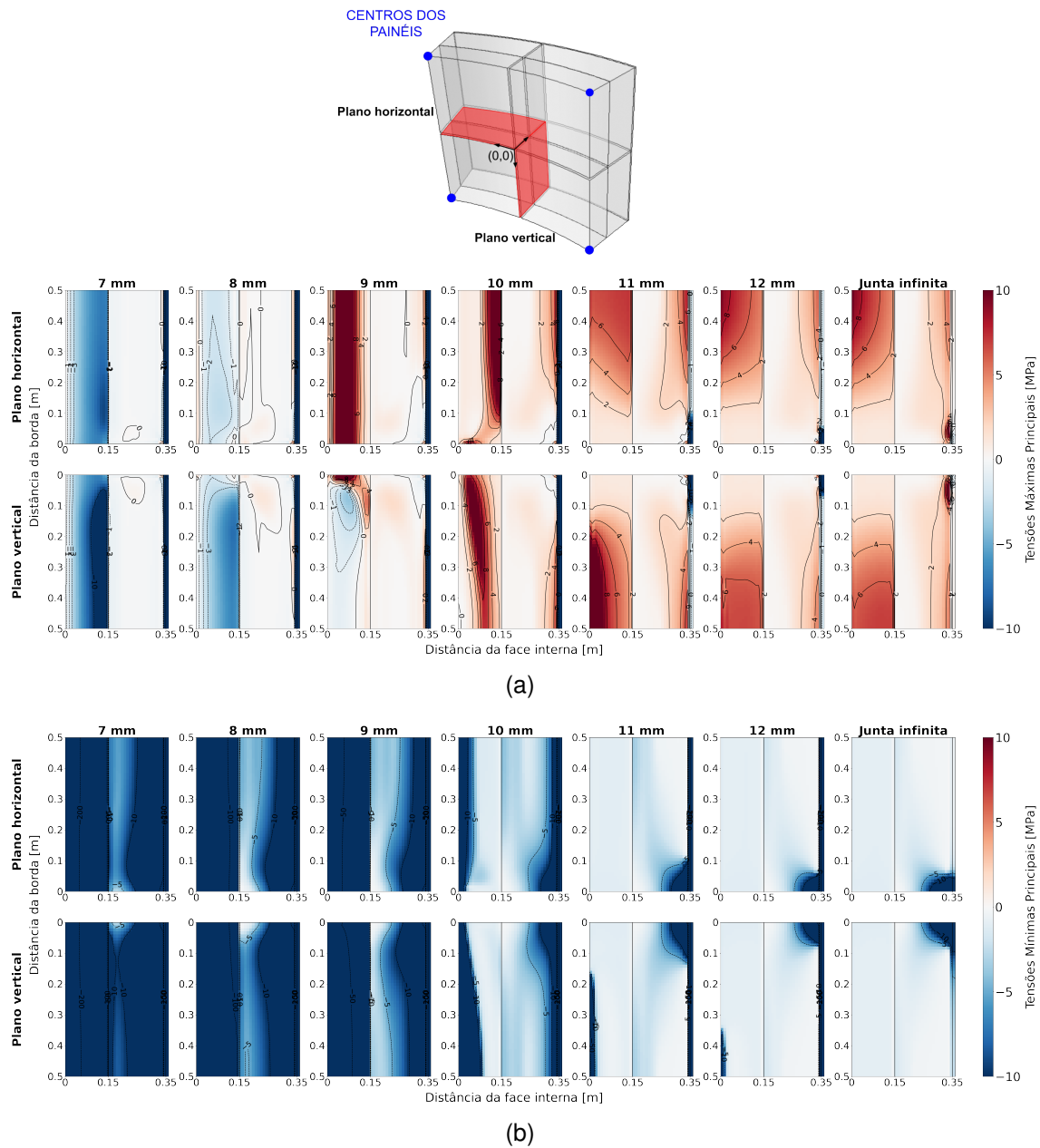


Figura 6.21. Tensões principais (a) máximas e (b) mínimas nos planos vertical e horizontal das bordas dos painéis para diferentes tamanhos de junta de expansão.

manho da junta pode aumentar a suscetibilidade à falha do concreto. Portanto, um balanço cuidadoso deve ser alcançado. Com base nos resultados, uma junta de 9 mm mostrou-se a opção mais viável, pois garante o fechamento de 95 % na direção do comprimento (junta vertical) e 35 % na direção da altura (junta horizontal), apresentando um volume suscetível à falha significativamente menor do

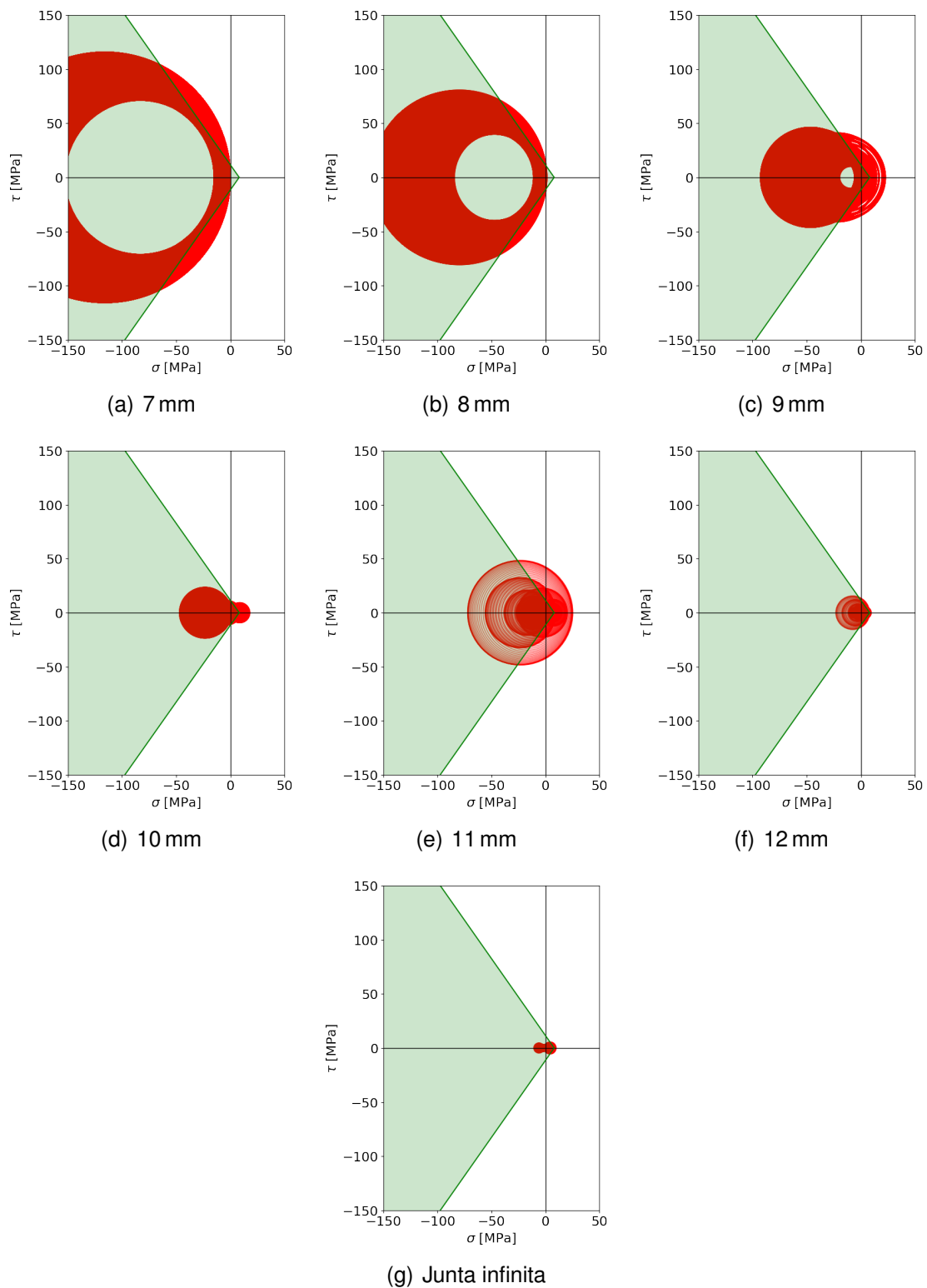


Figura 6.22. Círculos de Mohr para o estado de tensão dos nós do concreto para diferentes tamanhos de junta de expansão. A área sob as linhas representa o estado admissível de tensões.

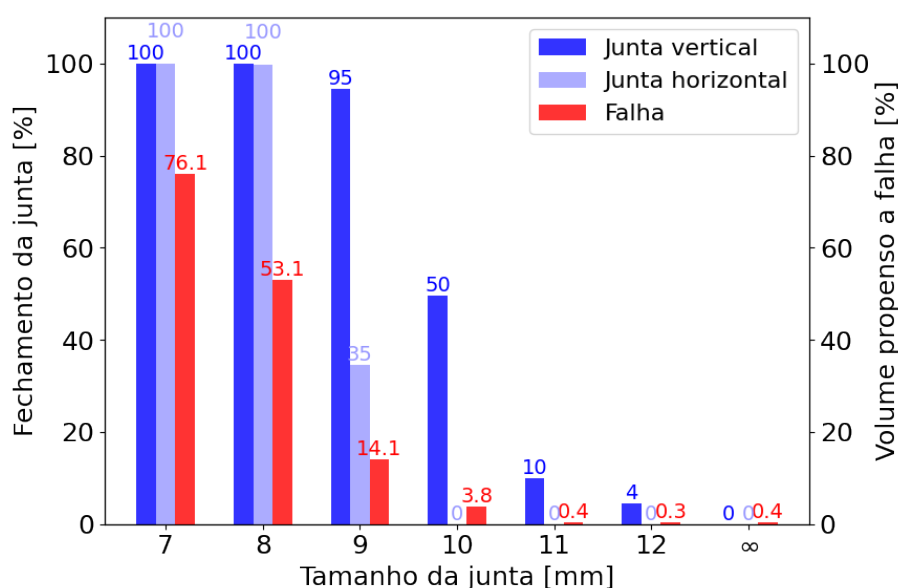


Figura 6.23. Área de contato e área sujeita a falha segundo o critério de Mohr-Coulomb na camada de concreto em função do tamanho da junta de expansão.

que o de uma junta de 8 mm (14% vs 53%).

É importante destacar que esses resultados são obtidos a partir de simulações numéricas. Na prática, as tensões no concreto podem ser aliviadas à medida que o material trinca ao ultrapassar sua resistência, um fenômeno comumente observado na prática industrial. Além disso, os resultados aqui apresentados consideram juntas verticais e horizontais de tamanhos iguais. Configurações mais otimizadas podem ser alcançadas avaliando-se juntas de tamanhos diferentes, compatíveis com a variação de expansão dos painéis em diferentes direções.

Essas análises sugerem que ajustes finos nos parâmetros das juntas de expansão podem melhorar significativamente a durabilidade e a integridade estrutural dos revestimentos refratários em calcinadores de alumina. Investigações futuras devem considerar a validação experimental desses achados e a exploração de configurações de juntas assimétricas para otimização adicional.

6.5 Melhores práticas e sugestões baseadas no trabalho

Com base nos resultados obtidos neste trabalho, são sugeridas as seguintes melhores práticas no projeto de revestimentos refratários:

- **Dimensionamento e projeto dos painéis:** Utilizar uma metodologia que permita uma abordagem holística no dimensionamento dos painéis, considerando tanto a curvatura quanto as dimensões, assim como a variação das propriedades com a temperatura, para garantir que o comportamento térmico e as tensões sejam bem gerenciados. Ajustes de tamanho devem ser feitos com base nas condições operacionais específicas.
- **Projeto das juntas de expansão:** Implementar um balanço cuidadoso no tamanho das juntas de expansão para evitar infiltrações de partículas de alumina e, ao mesmo tempo, minimizar as falhas estruturais. Considerar a utilização de juntas de tamanhos diferentes em direções ortogonais, compatíveis com as diferentes taxas de expansão dos painéis, para otimização adicional.
- **Seleção de materiais:** Explorar materiais alternativos com propriedades aprimoradas para reduzir a suscetibilidade à falha dos revestimentos refratários. Optar por materiais com baixa condutividade térmica para camadas isolantes pode reduzir a probabilidade de falha dos revestimentos refratários e melhorar o desempenho geral do sistema. Para a camada de trabalho, materiais com menor coeficiente de expansão e melhor resistência mecânica devem ser selecionados para garantir a durabilidade e a integridade estrutural sob condições térmicas adversas.
- **Posicionamento das âncoras:** Desenvolver estratégias de ancoragem otimizadas baseadas nos perfis de tensão obtidos, para aumentar a durabilidade e a integridade estrutural dos painéis refratários. Em particular, em painéis curvos, considerar ancorar em cada um dos quatro quadrantes do painel para prevenir a propagação de trincas e melhorar a resistência global.

7 CONCLUSÕES

O presente estudo investigou como parâmetros geométricos, atrito entre camadas e tamanho das juntas de expansão afetam o comportamento termomecânico do revestimento de calcinadores de alumina. A seguir, são apresentadas as principais conclusões com base na avaliação da expansão térmica de painéis isolados e de painéis separados por juntas de expansão:

Para os painéis isolados:

- **Influência do coeficiente de atrito:**

- A variação dos coeficientes de atrito de 0 a 2,0 teve um efeito mínimo na expansão dos painéis, devido às tendências de destacamento entre camadas provocadas pelo gradiente térmico.
- A magnitude das tensões trativas na camada de concreto apresentaram uma tendência moderadamente crescente com os coeficientes de atrito na faixa de 0 a 2,0. Entretanto, esse efeito é relativamente pequeno em comparação com outros fatores, como a geometria e dimensões do painel.
- A condição de atrito infinito superestima as restrições, considerando o desempenho observado de revestimentos refratários em calcinadores de alumina.
- Um coeficiente de atrito de 0,5 é considerado adequado para análise sob carregamentos térmicos predominantes, valor este próximo aos indicados na literatura.

- **Impacto da Curvatura:**

- A curvatura teve um impacto significativo na expansão térmica. Painéis curvos expandiram aproximadamente 35 % mais na direção do comprimento em comparação com seus equivalentes planos. Desconsiderar este aspecto no

projeto das juntas de expansão poderia potencialmente resultar em falhas no revestimento refratário.

- A curvatura alterou os perfis de tensão, influenciando os padrões de trincamento. As tensões máximas nos painéis planos foram observadas no centro da face interna, enquanto nos painéis curvos, concentraram-se próximo à borda, exibindo maiores magnitudes.
- Utilizando o critério de falha de Rankine, observou-se que painéis curvos com dimensões de 1 m x 1 m x 0,15 m falhariam nas condições do modelo, ao contrário dos painéis planos, mesmo sem considerar interações com outros painéis e âncoras.
- A validação empírica dos resultados da simulação por meio dos padrões de trincamento observados em painéis reais confirmou a adequação do modelo curvo na previsão do comportamento termomecânico global.
- O perfil de tensões obtido das simulações pode também fornecer indicações quanto ao posicionamento ideal das âncoras. No caso dos painéis curvos, uma estratégia ideal envolveria ancorar em cada um dos quatro quadrantes do painel, com orientações afastadas em 90° para evitar o alinhamento e propagação da trinca.

• **Efeito das dimensões:**

- As análises das mudanças dimensionais destacaram a natureza não linear intrincada do comportamento de expansão, especialmente na direção do comprimento dos painéis curvos. Enquanto mudanças no comprimento dos painéis requerem alterações no tamanho das juntas de expansão, os resultados indicam um desvio de uma relação estritamente proporcional. Essa não linearidade sublinha a complexa interação de fatores que influenciam o comportamento de expansão, incluindo propriedades do material, gradientes térmicos e geometria.
- Quanto aos perfis de tensão, os resultados mostraram que as tensões geralmente aumentam com a relação tamanho-espessura, seja aumentando

o tamanho ou reduzindo a espessura. Esse comportamento é atribuído ao balanço entre o gradiente térmico, o momento de inércia e o momento fletor da estrutura. Esse resultado contrasta com o objetivo da indústria de reduzir o tempo de inatividade do equipamento, pois o aumento do tamanho do painel reduz o tempo de instalação, mas compromete a integridade estrutural devido ao aumento dos níveis de tensão.

– De acordo com os resultados, um tamanho ideal de painel para as condições consideradas estaria entre 0,75 m e 1,0 m. Levando em conta outros fatores agravantes como a presença de âncoras, um tamanho menor seria aconselhável.

- **Alternativas para a otimização:** Outra estratégia viável para melhorar o revestimento seria a seleção adequada de materiais. No caso específico estudado, a redução da condutividade térmica do isolante diminuiu significativamente a probabilidade de falha da camada de concreto refratário.

Para os painéis separados por juntas de expansão:

- A pressão de contato entre os painéis é altamente sensível ao tamanho das juntas de expansão. Variações de apenas 1 mm podem causar mudanças significativas na área de contato e, conseqüentemente, na distribuição de tensões.
- Juntas de 12 mm praticamente eliminaram o contato entre painéis, enquanto juntas menores que 8 mm resultaram em fechamento completo e tensões compressivas predominantes.
- A avaliação da suscetibilidade à falha utilizando o critério de Mohr-Coulomb indicou que os estados de tensão migraram para regiões mais compressivas conforme as juntas foram reduzidas.
- A correlação entre o fechamento da junta e o volume suscetível à falha mostrou que, embora as tensões trativas diminuam com a redução da junta, a tensão gerada ainda pode causar falha por cisalhamento em um volume maior do material.

- É crucial equilibrar o fechamento das juntas para evitar infiltrações com a necessidade de minimizar falhas estruturais. Nas condições do presente trabalho, juntas de 9 mm mostraram-se mais viáveis, garantindo um fechamento adequado e minimizando o volume suscetível à falha.
- Configurações otimizadas podem ser exploradas considerando juntas de tamanhos diferentes, compatíveis com as variações de expansão dos painéis em diferentes direções.

8 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Para trabalhos futuros, sugere-se explorar as seguintes áreas de pesquisa complementares:

1. Análise de outras configurações geométricas, como painéis retangulares com diferentes razões entre altura e comprimento.
2. Investigação de juntas de expansão verticais e horizontais com tamanhos diferentes ou o estudo de formatos em cunha, visando compreender suas repercussões no desempenho do revestimento.
3. Análise de configurações de juntas não alinhadas, incluindo condições de contorno periódicas.
4. Explorar o efeito do tamanho das juntas para painéis com dimensões distintas e verificar se o comportamento observado pode ser generalizado ou normalizado.
5. Realização de análises de sensibilidade dos parâmetros geométricos e das propriedades dos materiais.
6. Estudo do efeito das âncoras metálicas no comportamento de expansão e na distribuição de tensões do revestimento, considerando diferentes configurações.
7. Investigação de análises transientes que envolvam a curva de aquecimento do calcinador, permitindo uma compreensão mais detalhada das variações temporais no comportamento termomecânico do revestimento.
8. Estudo da frequência de padrões de trincamentos distintos na indústria.

9 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] WEFERS, K.; MISRA, C. *Oxides and hydroxides of aluminum*. [S.l.]: Alcoa Laboratories Pittsburgh, 1987. v. 19.
- [2] RAAHAUGE, B. E. Production of smelter grade alumina (sga) by calcination. In: *Smelter Grade Alumina from Bauxite: History, Best Practices, and Future Challenges*. [S.l.]: Springer, 2022. p. 505–576.
- [3] GONÇALVES, L.; PANDOLFELLI, V. Avaliação de erosão a quente de concretos refratários para calcinadores de leito fluidizado. *Cerâmica*, SciELO Brasil, v. 57, p. 193–198, 2011.
- [4] LOPES, D. *Revestimento refratário para unidades de calcinação de alumina em leito fluidizado: uma abordagem sistêmica*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de São Carlos, 2005.
- [5] GONÇALVES, L. et al. Seleção de materiais refratários para calcinadores de leito fluidizado. In: *53º Congresso Brasileiro de Cerâmica. Anais...* Guarujá, SP: [s.n.], 2009. p. 1–12.
- [6] LEICHT, N. Shinagawa refractories australasia pty. ltd. “product selection for alumina calciner applications”. *Relatório Técnico Shinagawa*, Instituto de Tecnologia de Refratários Shinagawa, v. 58, p. 105–112, 2015.
- [7] BRAULIO, M. A. et al. Improving the reliability of fluidized bed alumina calciners by suitable refractory lining selection. In: SPRINGER. *Light Metals 2019*. [S.l.], 2019. p. 27–32.
- [8] LEE, W. E.; MOORE, R. E. Evolution of in situ refractories in the 20th century. *Journal of the American Ceramic Society*, Wiley Online Library, v. 81, n. 6, p. 1385–1410, 1998.
- [9] OLIVEIRA, R. G.; RODRIGUES, J. P. C.; PEREIRA, J. M. Numerical simulations on refractory linings for steel casting vessels. *Fire Safety Journal*, v. 138, p. 103794, 2023. ISSN 0379-7112.

- [10] BRULIN, J. et al. Thermomechanical modelling of a blast furnace hearth. *Construction and Building Materials*, Elsevier, v. 326, p. 126833, 2022.
- [11] ALI, M. et al. Computational homogenization of elastic-viscoplastic refractory masonry with dry joints. *International Journal of Mechanical Sciences*, Elsevier, v. 196, p. 106275, 2021.
- [12] JIN, S. et al. Thermomechanical modelling of a torpedo car by considering working lining spalling. *Ironmaking & Steelmaking*, Taylor & Francis, v. 47, n. 2, p. 145–149, 2020.
- [13] JIN, S. et al. Thermomechanical failure modeling and investigation into lining optimization for a ruhrstahl heraeus snorkel. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier, v. 62, p. 254–262, 2016.
- [14] DAMHOF, F.; BREKELMANS, W.; GEERS, M. Predictive fem simulation of thermal shock damage in the refractory lining of steelmaking installations. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 211, n. 12, p. 2091–2105, 2011. ISSN 0924-0136.
- [15] METSO. *Smelter grade alumina CFB calcination plant solution*. 2023. Disponível em: <<https://www.metso.com/portfolio/smelter-grade-alumina-cfb-calcination-plant-solution/?r=3>>. Acesso em: 24/02/2023.
- [16] MA, Y. et al. Circular economy and life cycle assessment of alumina production: Simulation-based comparison of pedersen and bayer processes. *Journal of Cleaner Production*, v. 366, p. 132807, 2022.
- [17] FILHO, E. L. G. *Modelagem e Simulação de Calcinações de Hidróxido de Alumínio em Leito Fluidizado*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2012.
- [18] CRUZ, V. C. Ribeiro da. *Balanço de massa e energia em calcinador de leito fluidizado em uma refinaria de alumina*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Pará, 2016.

- [19] BROUGH, D.; JOUHARA, H. The aluminium industry: A review on state-of-the-art technologies, environmental impacts and possibilities for waste heat recovery. *International Journal of Thermofluids*, Elsevier, v. 1, p. 100007, 2020.
- [20] CAMPOS, A. R. d. et al. Calcinação. In: *Tratamento de minérios*. Rio de Janeiro: CETEM/MCTIC, 2018. cap. 16, p. 727–752.
- [21] ZSOLT, B.; KRISTÁLY, F.; SZUCS, I. Influence of the short time grinding on the thermal decomposition processes of gibbsite produced by the bayer process. *Materials Science and Engineering*, v. 38, p. 15–27, 2013.
- [22] FAVARO, L. et al. Experimental and ab initio infrared study of χ -, κ - and α -aluminas formed from gibbsite. *Journal of Solid State Chemistry*, Elsevier, v. 183, n. 4, p. 901–908, 2010.
- [23] LEVIN, I.; BRANDON, D. Metastable alumina polymorphs: crystal structures and transition sequences. *Journal of the american ceramic society*, Wiley Online Library, v. 81, n. 8, p. 1995–2012, 1998.
- [24] DAMASCENO, A. et al. O sistema $\text{Al}_2\text{O}_3 - \text{Al}(\text{OH})_3$ e sua utilização na preparação de estruturas porosas: uma revisão bibliográfica. In: *57° Congresso Brasileiro de Cerâmica. Anais...* Natal, RN: [s.n.], 2013. p. 2222–2233.
- [25] ISMAEL, M. et al. Agentes ligantes para concretos refratários: sílica coloidal e alumina hidratável. *Cerâmica*, SciELO Brasil, v. 53, p. 142–146, 2007.
- [26] KASZAS, C. *Behaviour of alumina powder fed into molten electrolytic bath*. Tese (Doutorado) — Université du Québec à Chicoutimi, 2020.
- [27] LINDSAY, S. J. Sga requirements in coming years. *Essential Readings in Light Metals: Volume 1 Alumina and Bauxite*, Springer, p. 793–798, 2016.
- [28] TEIDER, B. H. *O revestimento refratário e seu efeito na vida útil e no consumo energético de calcinadores de alumina*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de São Carlos, 2012.

- [29] WILLIAMS, F.; SCHMIDT, H.-W. Flash-and cfb calciners, history and difficulties of development of two calcination technologies. *Light Metals 2012*, Springer, p. 135–140, 2016.
- [30] FISH, W. M. Alumina calcination in the fluid-flash calciner. *Essential Readings in Light Metals: Volume 1 Alumina and Bauxite*, Springer, p. 648–652, 2016.
- [31] PERANDER, L. M.; METSON, J. B.; KLETT, C. Two perspectives on the evolution and future of alumina. *Light Metals 2011*, Springer, p. 151–155, 2016.
- [32] PERANDER, L.; CHATZILAMPROU, I.; KLETT, C. Increased operational flexibility in cfb alumina calcination. *Light Metals 2014*, Springer, p. 49–53, 2016.
- [33] KLETT, C. et al. Methods to reduce operating costs in circulating fluidized bed calcination. *Light Metals 2011*, Springer, p. 125–130, 2016.
- [34] COSTA, D. dos S. F. *Análise e identificação do modelo dinâmico do processo de combustão em um calcinador industrial*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Pará, 2015.
- [35] COSTA, H. P. de Sousa Valente da. *Desenvolvimento de um sistema inteligente para determinação de set point no controle da área superficial da alumina*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Pará, 2015.
- [36] SCHACHT, C. (Ed.). *Refractories Handbook*. 1st. ed. Boca Raton: CRC Press, 2004. 520 p. ISBN 9780429216282.
- [37] ASHBY, M. F. *Materials Selection in Mechanical Design*. Oxford, Inglaterra: Butterworth-Heinemann, 2005.
- [38] VIVALDINI, D. et al. Revisão: Fundamentos e materiais para o projeto da microestrutura de isolantes térmicos refratários de alto desempenho. *Cerâmica*, SciELO Brasil, v. 60, p. 297–309, 2014.
- [39] INCROPERA, F. P. et al. *Fundamentals of heat and mass transfer*. 6. ed. New York: John Wiley & Sons, 2007.

- [40] PELISSARI, P. I. et al. Analysis and modeling of the pore size effect on the thermal conductivity of alumina foams for high temperature applications. *Ceramics International*, Elsevier, v. 43, n. 16, p. 13356–13363, 2017.
- [41] SCHACHT, C. A. Astm strength tests. In: SCHACHT, C. A. (Ed.). *Refractory Linings: Thermomechanical design and applications*. New York: Marcel Dekker, Inc., 1995. cap. 4, p. 59–109.
- [42] SCHACHT, C. A. Static compressive stress-strain data. In: SCHACHT, C. A. (Ed.). *Refractory Linings: Thermomechanical design and applications*. New York: Marcel Dekker, Inc., 1995. cap. 6, p. 125–172.
- [43] WIEDERHORN, S. M.; DE, R. A technique to investigate high temperature erosion of refractories. *American Ceramic Society Bulletin*, v. 55, n. 2, p. 185–189, 1976.
- [44] JR., W. D. C.; RETHWISCH, D. G. Propriedades térmicas. In: *Ciência e engenharia de materiais: uma introdução*. 8. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2012. cap. 19, p. 666–681.
- [45] GONÇALVES, L. et al. Aplicação da ferramenta swot para avaliação das técnicas de dano ao choque térmico em materiais refratários. *Cerâmica*, SciELO Brasil, v. 56, p. 320–324, 2010.
- [46] LI, G. et al. Simulation of expansion joint of bottom lining in ladle and its influence on thermal stress. *Int. J. Online Eng.*, v. 9, n. 2, p. 5–8, 2013.
- [47] GOULART, C. et al. A critical analysis of anchor spacings in refractory lining design. *Refractories Worldforum*, v. 8, n. 1, 2016.
- [48] VÉRAS, L. C. L. *Modelos de elementos finitos e técnica de homogeneização aplicados à análise confiabilística de domínios bidimensionais reforçados*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Alagoas, 2018.
- [49] ZIENKIEWICZ, O.; TAYLOR, R.; ZHU, J. *The finite element method: its basis and fundamentals*. 7. ed. Oxford: Elsevier, 2013.

- [50] REDDY, J. N. *An introduction to the finite element method*. [S.l.]: McGraw-Hill New York, 2005. v. 3.
- [51] LANGTANGEN, H. P.; MARDAL, K.-A. *Introduction to numerical methods for variational problems*. [S.l.]: Springer Nature, 2019. v. 21.
- [52] BOISSE, P. et al. Simulations of thermomechanical behavior of composite refractory linings. *Composites Part B: Engineering*, Elsevier, v. 32, n. 5, p. 461–474, 2001.
- [53] GASSER, A. et al. Thermomechanical behaviour analysis and simulation of steel/refractory composite linings. *Composites science and technology*, Elsevier, v. 61, n. 14, p. 2095–2100, 2001.
- [54] GASSER, A.; TERNY-REBEYROTTE, K.; BOISSE, P. Modelling of joint effects on refractory lining behaviour. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 218, n. 1, p. 19–28, 2004.
- [55] GASSER, A.; TERNY-REBEYROTTE, K.; BOISSE, P. Modélisation thermo-mécanique de structures réfractaires comportant des joints de dilatation. *Mechanics & Industry*, EDP Sciences, v. 6, n. 2, p. 169–178, 2005.
- [56] NGUYEN, T. et al. Mechanical behaviour of masonry with dry joints. In: *Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR). Anais...* Dresden, Germany: [s.n.], 2007. p. 454–457.
- [57] GASSER, A. et al. Influence of different masonry designs of bottom linings. In: *Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR). Anais...* Victoria, Canada: [s.n.], 2013. p. 10–13.
- [58] ALI, M. et al. Transient thermo-mechanical analysis of steel ladle refractory linings using mechanical homogenization approach. *Ceramics*, MDPI, v. 3, n. 2, p. 171–189, 2020.

- [59] YAHMI, N. et al. Modelling of nonlinear behaviour at high temperature of refractory masonries without mortar. In: *10° International Masonry Conference. Anais...* Milan, Italy: [s.n.], 2018.
- [60] ALI, M. et al. Nonlinear thermomechanical modeling of refractory masonry linings with dry joints. In: *Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR). Anais...* Chicago, EUA: [s.n.], 2022.
- [61] MERZOUKI, T. et al. Thermomechanical computations of refractory linings accounting for swelling induced by chemical reaction. In: WILEY ONLINE LIBRARY. *Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR). Anais...* Victoria, Canada, 2013. p. 831–838.
- [62] MERZOUKI, T.; BLOND, E.; SCHMITT, N. Numerical study of the effects of refractory lining geometries on the swelling induced by oxidation. *Finite Elements in Analysis and Design*, Elsevier, v. 108, p. 66–80, 2016.
- [63] REKIK, A.; NGUYEN, T. T. N.; GASSER, A. Coupling between homogenization techniques and brittle mechanics for modelling the viscoplastic behaviour of micro-cracked refractory linings. In: *Unified International Technical Conference on Refractories (UNITECR). Anais...* Vienna, Austria: [s.n.], 2015.
- [64] REKIK, A.; NGUYEN, T. T. N.; GASSER, A. Multi-level modeling of visco-elastic microcracked masonry. *International Journal of Solids and Structures*, Elsevier, v. 81, p. 63–83, 2016.
- [65] ANDREEV, K.; HARMUTH, H. Fem simulation of the thermo-mechanical behaviour and failure of refractories—a case study. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 143, p. 72–77, 2003.
- [66] GRUBER, D.; HARMUTH, H. Thermomechanical behavior of steel ladle linings and the influence of insulations. *Steel Research International*, Wiley Online Library, v. 85, n. 4, p. 512–518, 2014.

- [67] SAMADI, S. et al. Thermomechanical finite element modeling of steel ladle containing alumina spinel refractory lining. *Finite elements in analysis and design*, Elsevier, v. 206, p. 103762, 2022.
- [68] GRUBER, D.; ANDREEV, K.; HARMUTH, H. Fem simulation of the thermomechanical behaviour of the refractory lining of a blast furnace. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 155, p. 1539–1543, 2004.
- [69] GRUBER, D.; ANDREEV, K.; HARMUTH, H. Optimisation of the lining design of a bof converter by finite element simulations. *Steel Research International*, Wiley Online Library, v. 75, n. 7, p. 455–461, 2004.
- [70] SANTOS, M. F. d. et al. Enhanced numerical tool to evaluate steel ladle thermal losses. *Ceramics International*, Elsevier, v. 44, n. 11, p. 12831–12840, 2018.
- [71] SANTOS, D. et al. Materials selection of furnace linings with multi-component refractory ceramics based on an evolutionary screening procedure. *Ceramics International*, Elsevier, v. 46, n. 4, p. 4113–4125, 2020.
- [72] SANTOS, D. P. et al. Estimating the thermal insulating performance of multi-component refractory ceramic systems based on a machine learning surrogate model framework. *Journal of Applied Physics*, AIP Publishing LLC, v. 127, n. 21, p. 215104, 2020.
- [73] OLIVEIRA, T. et al. Thermo-mechanical finite element analysis of a fused cast azs block applied to a glass melting furnace during the heating step. *Ceramics International*, Elsevier, v. 48, n. 14, p. 20534–20545, 2022.
- [74] RAMANENKA, D.; STJERNBERG, J.; JONSÉN, P. Fem investigation of global mechanisms affecting brick lining stability in a rotary kiln in cold state. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier, v. 59, p. 554–569, 2016.
- [75] RAMANENKA, D. et al. Characterization of high-alumina refractory bricks and modelling of hot rotary kiln behaviour. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier, v. 79, p. 852–864, 2017.

- [76] RAMANENKA, D.; GUSTAFSSON, G.; JONSÉN, P. Influence of heating and cooling rate on the stress state of the brick lining in a rotary kiln using finite element simulations. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier, v. 105, p. 98–109, 2019.
- [77] OLIVEIRA, R. L. et al. Normal and tangential behaviour of dry joints in refractory masonry. *Engineering Structures*, v. 243, p. 112600, 2021. ISSN 0141-0296.
- [78] HINO, Y.; KIYOTA, Y.; HATTORI, Y. Thermal stress analysis of bof accounting for friction force experimentally measured. *Isij International*, v. 50, p. 1125–1133, 2010.
- [79] MALYSHEV, V. N. Tribological aspects in friction stir welding and processing. In: *Advances in Friction-Stir Welding and Processing*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 329–386.
- [80] PROENÇA, S. P. B. *Curso de resistência dos materiais*. São Carlos: EESC/USP, 2018. 396 p.
- [81] HIBBELER, R. C. *Mechanics of Materials*. 8. ed. Upper Saddle River: Pearson Prentice Hall, 2011.
- [82] MARTINS, C. d. A. *Introdução ao Estudo das Tensões*. 2020. Apostila da disciplina Mecânica dos Sólidos II - PME 3211, USP.
- [83] ROSERO, B. G. P. *Análise dinâmica de estruturas de concreto armado via elementos finitos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de Brasília, 2018.
- [84] CUNHA, T. et al. Drying behavior of steel-ladle lining refractory castables under continuous heating rate. *Ceramics International*, Elsevier, v. 48, n. 1, p. 1142–1151, 2021.
- [85] LUZ, A. et al. Sintering effect of calcium carbonate in high-alumina refractory castables. *Ceramics International*, Elsevier, v. 44, n. 9, p. 10486–10497, 2018.

- [86] POTTER, R. *Improvement of the mechanical reliability of monolithic refractory linings for coal gasification process vessels. Final report, September 1981.* [S.l.]: Babcock and Wilcox, 1981.
- [87] STANDARDISATION, E. C. for. *Eurocode 3 – EN 1993-1-2 (2005) (English): Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-2, General rules - Structural fire design.* Brussels, Belgium: European Committee for Standardisation, 2005.
- [88] CONSONNI, L.; LUZ, A.; PANDOLFELLI, V. Binding additives with sintering action for high-alumina based castables. *Ceramics International*, Elsevier, v. 45, n. 12, p. 15290–15297, 2019.