



COMPORTAMENTO AO FOGO DE PAREDES LSF: TEMPERATURA CRÍTICA

Gabriel Kuiava Glufke

Dissertação apresentada ao Instituto Politécnico de Bragança (Portugal) junto à Universidade Tecnológica Federal do Paraná (Brasil) para cumprimento dos requisitos para o Programa de Dupla Diplomação para obtenção do grau de **Mestre em Engenharia Mecânica**

Supervisionado por:

Prof. Doutor Paulo Alexandre Gonçalves Piloto

Prof. Doutor Diego Rizzotto Rossetto

BRAGANÇA

2023-2024

Declaro que o trabalho descrito neste relatório é da minha autoria e é da minha vontade que ele seja submetido a avaliação.

Nome do aluno

AGRADECIMENTOS

Agradecer a todas as pessoas que passaram na minha vida até aqui, em especial aos meus familiares no Brasil.

Aos meus pais Mirian Julia Kuiava Glufke e Luis Fernando Martins Glufke, por todo suporte. Por nossas conversas agendadas todos os domingos, pelos incentivos, sejam eles em viagens, estudos, trabalhos e por serem meus modelos de vida.

Aos meus amigos de Bragança, João, Beatriz e Lorena por terem me acolhido na casa da Dona Ana e por todas as viagens, trilhas e treinos na academia.

Um Muito obrigado generoso a todas as “tias da cantina”, que me alimentaram e me divertiram durante este período de trabalho, jamais esquecerei vocês.

Aos meus amigos do vôlei JP, Kauã, Paulo, Lorena e Anne, por todos os treinos, jogos, risadas, jantares, vocês tornaram esse ano mais leve e feliz, obrigado por dividirem o amor pelo vôlei.

Ao Doutorando Leonardo Torres por todas a ajuda e pelas reuniões para comparar dados, arrumar e encontrar erros nos modelos feitos durante a dissertação, sem você não seria possível concluir dentro do prazo, você me salvou muitas vezes.

Em especial ao Professor Doutor Paulo Piloto por toda a orientação e cuidado comigo durante esta dissertação, agradeço também pelas aulas extraordinárias na sua matéria.

Ao meu coorientador Professor Doutor Diego Rizzotto Rossetto, pelas dúvidas esclarecidas, orientações e visões de futuro.

Aos meus amigos do Brasil, Gabriela, Marília, Luis Pedro, Ian, Jhonatan, Lucas e Gabriel por estarem em frequente contato comigo e não me deixarem sumir da vista de vocês, pelas viagens e risadas, conversas sem sentido e reels enviados.

Em Especial a minha namorada Larissa da Rosa Sufiatti, por todo amor, carinho, cuidado e delicadeza que dedicou a mim, assim como sua brilhante companhia em viagens pela Itália, seus sorrisos maravilhosos e seus abraços reconfortantes, você é a luz na minha vida, te amo sempre e para sempre.

A UTFPR-PB pela minha graduação e oportunidade de dupla diplomação.

Ao IPB por ter me aceito e concedido a oportunidade de cursar o mestrado na instituição.

RESUMO

Esta tese apresenta uma investigação de paredes LSF (Light Steel Frame) portantes em condições de incêndio, sendo possível determinar a temperatura crítica. Estas paredes LSF possuem utilização crescente na construção de edifícios sustentáveis. O estudo se baseia no comparativo entre os resultados experimentais de um ensaio à escala real e modelo numérico 3D, na tentativa de replicar os desempenhos do modelo à escala real feito experimentalmente e o modelo numérico 3D desenvolvido durante o estudo.

A análise segue o procedimento feito experimentalmente, com três corpos de prova, sendo um deles em escala menor de 3x1 m, para calcular a capacidade portante à temperatura ambiente, sequencialmente dois corpos de prova em escala maior de 3x3 m, um deles testado a 84% da carga portante e outro a 27% da carga portante. São realizadas quatro simulações sequências para simulação 3D. A primeira simulação considera cargas unitárias a fim de determinar os modos de instabilidade e as cargas críticas. A segunda simulação utiliza uma análise não linear geométrica e material com imperfeição geométrica (GMNIA), com o intuito de determinar a capacidade portante da estrutura à temperatura ambiente. A terceira simulação faz uma análise térmica transiente não linear material para determinação da temperatura ao longo do tempo e por fim, a quarta simulação faz uma análise termomecânica a carga constante com o objetivo de averiguar a temperatura crítica da estrutura e o tempo de resistência ao fogo.

O modelo é avaliado com base nos resultados experimentais, fazendo um comparativo em todos as variáveis apresentadas e seguindo os passos feitos durante o processo, o erro quadrático médio (RMSE) é calculado para averiguar a diferença entre as temperaturas medidas e as temperaturas determinadas numericamente. No caso da temperatura, é assumindo uma boa aproximação sempre que o RMSE seja inferior a 100 °C, durante o tempo de exposição ao fogo da parede LSF.

Os resultados mostram um comparativo seguro entre os testes experimentais e as simulações computacionais, demonstrando não somente a capacidade portante, o desenvolvimento da temperatura e o valor da temperatura crítica, assegurando a confiabilidade das simulações computacionais, sendo uma solução alternativa para ensaios experimentais dispendiosos, possibilitando o teste de soluções alternativas para paredes LSF.

É apresentada uma nova proposta para determinar a confiabilidade e semelhança entre simulações numéricas e testes experimentais, testando novos formatos e confecções diferentes de paredes LSF.

Palavras-chave: Paredes LSF, Resistência ao fogo, Simulações numéricas.

ABSTRACT

This thesis presents an investigation of load-bearing LSF (Light Steel Frame) walls under fire conditions, allowing for the determination of critical temperature. These LSF walls are increasingly used in the construction of sustainable buildings. The study is based on a comparison between experimental results from a full-scale test and a 3D numerical model, in an attempt to replicate the performance of both the experimentally conducted full-scale model and the 3D numerical model developed during the study.

The analysis follows the experimental procedure, with three test specimens, one of them at a smaller scale of 3x1 m to calculate the load-bearing capacity at room temperature, and sequentially, two larger-scale specimens of 3x3 m, one tested at 84% of the load capacity and the other at 27% of the load capacity. Four sequential simulations are performed for the 3D simulation. The first simulation considers unit loads to determine instability modes and critical loads. The second simulation uses a geometric and material non-linear analysis with geometric imperfection (GMNIA) to determine the load-bearing capacity of the structure at room temperature. The third simulation conducts a transient thermal non-linear material analysis to determine temperature over time, and finally, the fourth simulation performs a thermomechanical analysis under constant load to verify the structure's critical temperature and fire resistance time.

The model is evaluated based on the experimental results, comparing all the presented variables. Following the steps taken during the process, the root mean square error (RMSE) is calculated to verify the difference between the measured temperatures and those determined numerically. For temperature, a good approximation is assumed whenever the RMSE is below 100°C during the LSF wall's fire exposure time.

The results show a reliable comparison between experimental tests and computational simulations, demonstrating not only the load-bearing capacity, temperature development, and critical temperature value but also ensuring the reliability of the computational simulations. This offers an alternative solution to expensive experimental tests, enabling the testing of alternative solutions for LSF walls.

A new proposal is presented to determine the reliability and similarity between numerical simulations and experimental tests, testing new formats and different configurations of LSF walls.

Keywords: LSF walls, Fire resistance, Numerical simulations.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	9
1.1 ESTRUTURA.....	10
1.2 CONTEÚDO	11
2. ESTADO DA ARTE	12
2.1 TESTES ANTERIORES.....	12
3. CRITÉRIOS DE FOGO E RESISTÊNCIA	13
4. MATERIAIS E MÉTODOS	15
4.1 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS.....	17
4.1.1 PROPRIEDADES TÉRMICAS	17
4.1.2 PROPRIEDADES MECÂNICAS.....	19
5. VALIDAÇÃO NUMÉRICA	23
5.1 ELEMENTOS DE MALHA	24
5.2 MODELOS PARA VALIDAÇÃO MECÂNICA.....	26
5.2.1 MODOS DE INSTABILIDADE	31
5.2.2 SIMULAÇÃO MECÂNICA PARA DETERMINAÇÃO DA CAPACIDADE RESISTENTE	33
5.3 VALIDAÇÃO DA SIMULAÇÃO TÉRMICA	34
5.3.1 ENSAIO TÉRMICO	37
5.3 VALIDAÇÃO TERMOMECÂNICA	44
6. RESULTADOS E DISCUSSÕES	53
6.1 PROPOSTAS DE ESTUDOS FUTUROS	53
7. CONCLUSÕES	54
REFERÊNCIAS	56

1. INTRODUÇÃO

Projetistas e construtores vêm pesquisando por novas formas de construção, nos últimos anos, a construção em aço vem surgindo como uma resposta a essa pesquisa, sendo mais tecnológica e fugindo do tradicional aço e concreto. Particularmente no Brasil e Portugal, a estrutura metálica vem sendo usada em construções residenciais e de edifícios, muito do seu uso é devido a velocidade de construção, sustentabilidade e segurança [1].

Um desses sistemas é chamado Light Steel Framing (LSF), que já muito usado em construções familiares no norte da América, Reino Unido, Austrália e Japão [2]. Também vem ganhando popularidade em economias emergentes, como uma alternativa mais econômica de construção, principalmente em construções industriais, transformações de local de trabalho, pela padronização e construção modular.

O LSF oferece vários modos de construção, como em casos de pré-moldados e painéis, o que tem sido mais utilizado é a construção em Just-in-time, onde as empresas constroem pré-fabricados, mas tem sua finalização em obra, diminuindo erros e desperdício de material e mão de obra [3]. O que gera um menor impacto ambiental e é um apelo para a construção metálica.

O modelo de construção LSF pode ser usado em diferentes finalidades, como construções residenciais, prédios comerciais e industriais. É tipicamente construída com aço enformado a frio, podendo seguir diferentes tipos de perfiz como U, C, W ou Z e suas variações mais complexas, com espessuras que variam de 0.6 para 3.0 mm [1].

A data inicial da utilização de aços enformado a frio é de 1800, contudo ganhou popularidade no século XX com a construção de um hospital em Virginia por volta de 1925. Em 1933 foram exibidas as “casas do futuro” na Chicago Century of Progress, decretando o início desse tipo de construção [4].

A construção em estrutura metálica é extremamente útil e durável a condições climáticas extremas, como abalos sísmicos, altitudes extremas e condições de vento. Contudo, com elevadas temperaturas o aço perde parte de sua resistência, o que pode levar a estrutura como um todo a um modo de colapso [5].

Por isso o dimensionamento com cuidados em relação a proteção da estrutura a altas temperaturas é de extrema importância, para que em casos de incêndio, até que os bombeiros possam efetuar seus serviços, habitualmente torna-se necessário uma proteção passiva contra a

propagação de calor e fogo, salvando vidas e evitando perda de bens, assegurando uma chance maior de sobrevivência, tanto de pessoas como da estrutura em si. Essa proteção passiva pode ser com paredes e janelas corta fogo, isolantes térmicos como lã de rocha, lã de vidro e outros materiais isolantes. Além de paredes em gesso que atuam como proteção, podem ser utilizados outros sistemas de proteção ativa que identificam que acabam com possíveis chamas e incêndios, isso inclui, alarmes, sprinklers, extintores de incêndio e sistemas de supressão de chamas.

O principal objetivo é salvar vidas e minimizar riscos econômicos e ambientais. O projeto deve levar esses riscos em conta, garantindo um determinado período de resistência, o suficiente para evacuação e/ou chegada de autoridades competentes [6]. Sempre seguindo a norma regulamentaria de cada país.

Segundo a norma Europeia EN13501-2 [7], que classifica os elementos com base na sua integridade (E), isolamento (I) e resistência (R), quando um elemento é testado ele é classificado de acordo com o número de minutos completos para a resistência ao fogo.

Inúmeros estudos e simulações tem sido feitas para verificar a estrutura em diferentes situações de elevadas temperaturas e situações de incêndio. Muitos pesquisadores vêm abordando esse tema ao longo dos anos, tentando sempre entender as dinâmicas do comportamento desses materiais a elevadas temperaturas, a fim de prever e diminuir riscos de colapso, salvando não somente a estrutura em si, mas principalmente vidas.

Esta tese tem como objetivo replicar os resultados obtidos em um teste experimental em laboratório, utilizando programa de elementos finitos, de uma parede LSF sob carregamento em caso de situação de incêndio.

1.1 ESTRUTURA

Os métodos mais tradicionais de construção em LSF utilizam-se de modelos pré-fabricados, aos quais com a metodologia Just-in-time a construção é finalizada, evitando desperdícios e sendo ecologicamente mais sustentável [5].

Seguindo dessa forma a dissertação se baseia no estudo de uma estrutura pré-fabricada, com uma dimensão de 3 metros de altura por 3 metros de largura, com os montantes (studs) em forma de tubos retangulares de aço G550, utilizando uma solução soldada de perfis em C, e duas travessas (tracks) do mesmo perfil dos studs. Trata-se de um perfil C, um a 600 mm da superfície inferior da

parede e outro a 600 mm do topo da estrutura. Para além destas duas travessas, são ainda utilizadas duas travessas no topo e na base da parede. Foi decidido utilizar um material de isolamento térmico na cavidade, neste caso optou-se pela lã de rocha.

Possui duas camadas de gesso cartonado de 12 mm de espessura cada, com dimensões de 2400 mm de altura por 1200 mm de largura, alocadas de acordo com Chen [8], sendo duas camadas no lado exposto ao fogo e duas camadas no lado não exposto ao fogo.

Nesta dissertação foram realizadas simulações termomecânicas com carga constante para determinação das temperaturas críticas e tempos de resistência, considerando imperfeições geométricas naturalmente existentes dos aços.

1.2 CONTEÚDO

Capítulo 2: apresenta o estado da arte onde descreve os estudos associados a LSF, evidenciando autores e pesquisas neste campo de investigação, fazendo um breve histórico sobre o início das pesquisas em LSF até os dias atuais.

Capítulo 3: apresenta as critérios e condições do fogo, ou seja, normas e curvas referentes aos possíveis estados do fogo, critérios de resistência e segurança.

Capítulo 4: apresenta a materiais e métodos utilizados, visando as especificações detalhadas dos modelos numérico e experimental utilizados nesta tese.

Capítulo 5: apresenta validações e testes numéricos, mostra o modelo numérico, desde suas propriedades, travamentos, elementos malhas, pontos de aplicação de cargas e referencias utilizadas, breves resultados comparativos.

Capítulo 6: apresenta resultados, discussões e propostas futuras, disserta sobre os resultados obtidos, os objetivos cumpridos e ideias para novas pesquisas.

Capítulo 7: apresenta conclusões, apresenta as conclusões baseadas nos resultados e comparações, dando encerramento a tese.

2. ESTADO DA ARTE

Este capítulo é destinado as pesquisas experimentais, numéricas e analíticas da influência da temperatura na estrutura de paredes em LSF, evidenciando as condições de temperatura crítica, as quais são os fatores que se podem relacionar com a estabilidade da estrutura.

Utilizando palavras chaves como paredes em LSF, carga crítica, construções metálicas, construções em metal, temperatura crítica, carga sob temperaturas elevadas, termomecânica. Foram encontradas 26 referências, os quais são base para esse artigo.

2.1 TESTES ANTERIORES

Os engenheiros tentam melhorar e criar formas de construção, dentre elas, a construção metálica vem sendo uma alternativa para construções cada vez mais desafiadoras e sustentáveis. Para validar esse tipo de construção, têm sido desenvolvidas simulações computacionais usando programas de elementos finitos, permitindo economizar o custo de ensaios experimentais, já que por muito tempo engenheiros tentaram por meios analíticos chegar o mais próximo possível de testes experimentais e ensaios em grande e pequena escala para resolver possíveis problemas estruturais e testar seus projetos [1].

Com isso o auxílio e desenvolvimento de métodos digitais facilita o que por muitas vezes era impossível de se calcular analiticamente, tornando os modelos de construção mais reais, economizando tempo e dinheiro.

Há mais de 40 anos, o método CAE (Computational Aided Engineer) tem crescido de maneira surpreendente, economizando muitos anos de pesquisa e muitos milhares de dólares em testes.

Um bom exemplo dessas pesquisas em desenvolvimento utilizando CAE é dada por Tao em 2021 [9], onde se fez uma importante investigação no âmbito estrutural sob influência de temperaturas elevadas, ao qual os montantes (studs) com maior área oca no interior tem melhor desempenho em carregamento e menor transferência de calor de um lado para o outro do montante (stud)., essa simulação feita por Tao [9], tem validação numérica com ensaios experimentais.

Assim como Schafer [10], que atribuiu a modelos numéricos desenvolvidos em sistemas CAD, um modelo de imperfeição geométrica, aproximando ainda mais os resultados das simulações a testes experimentais.

Piloto em 2017 [11], desenvolveu um modelo preciso fundamentado na análise térmica com interações fluido-estrutura, visando prever a capacidade de manter a temperatura inicial no lado não exposto ao fogo em ensaios de paredes LSF em situações de incêndio.

Em 2018, Gardner [12], apresentou uma nova prosta para lei constitutiva de aços enformado a frio considerando dois estágios para o método de Ramberg-Osgood. Posteriormente Rokilan e Mahendran [13], propuseram uma ideia semelhante à de Gardner, utilizando novas formulações para descrever o comportamento dos aços.

Em 2021 foi conduzida uma simulação em elementos finitos de paredes LSF em situação de incêndio com estrutura dupla [14], incluindo um método simplificado que apresentou resultados consistentes com observações de testes experimentais [15].

3. CRITÉRIOS DE FOGO E RESISTÊNCIA

Para o fogo é necessárias três componentes: o oxigênio, um combustível ou comburente, e uma ignição. Para o fogo padrão pode ser utilizada uma curva de temperatura para simular o comportamento do compartimento. Essas curvas são desenvolvidas e denominadas como curva-temperatura-tempo, curva de incêndio de hidrocarbonetos, curva de incêndios padrão, entre outras [16].

Para a simulação de uma curva de incêndio padrão, algumas aproximações podem ser feitas. Não é possível prever rachaduras (fissuras) de isolamento, aberturas, espaços e quantidade de incidência do fogo. Essas curvas representam o aumento da temperatura em relação ao tempo de exposição. De acordo com a EN1991-1-2 [17], existe diferentes tipos de curva para fogo.

Este trabalho seleciona como curva de fogo padrão ISO834 – 1 [16], que define a variação de temperatura em função do tempo durante um incêndio, e é amplamente utilizada em testes residenciais de fogo de matérias e estrutura. Sendo esta curva aceite pela EN1993 – 1 – 2 [18]. A curva de incêndio padrão é dada pela equação:

$$T = 345 * \log(8t + 1) + 20 \quad (1)$$

Nesta equação “t” deve ser utilizado em (min) e a temperatura do compartimento “T” é expressa em (°C). A representação da curva está apresentada na Figura 1.

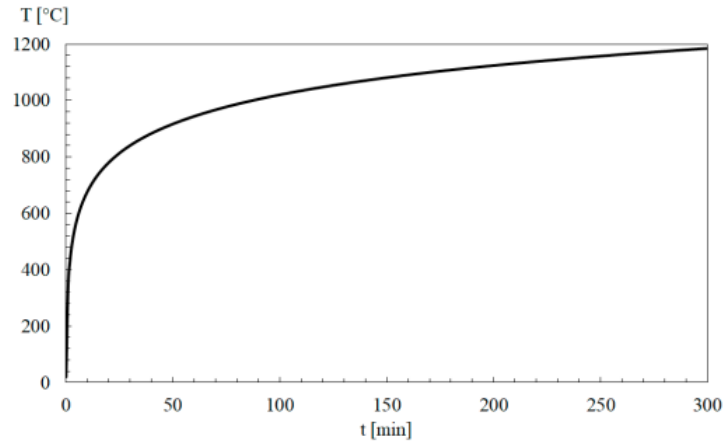


Figura 1 Curva ISO834 Temperatura-Tempo [16].

Para considerarmos uma parede LSF resistente ao fogo ela deve seguir critérios estabelecidos pela EN1363-1 [7], o critério de resistência de carregamento vertical (R), é a capacidade de carregamento vertical sob a estrutura no todo, esse critério de falha ocorre quando um dos dois é excedido. O primeiro representa sendo a deformação axial, enquanto o segundo representa a taxa de deformação axial. Os limites são dados pelas equações 2 e 3, respectivamente.

$$C = \frac{h}{100} [mm] \quad (2)$$

$$\frac{dC}{dt} = \frac{3h}{1000} [mm/min] \quad (3)$$

Onde h é a altura inicial da estrutura em mm.

Esse critério é adotado e medido da seguinte forma, em testes experimentais, uma carga à temperatura ambiente é aplicada sobre a estrutura, subsequente é medido uma deformação negativa em relação a posição inicial. Segue-se a aplicação do fogo padrão fazendo com que a estrutura LSF se deforme termicamente gerando uma deformação positiva. Após algum tempo, temperatura da estrutura ou do elemento perde parte da rigidez e da resistência mecânica e inicia uma deformação axial (negativa de compressão) até a deformação alcançar o valor de deformação limite C ou atingir a taxa de deformação axial limite dC/dt.

Com a perda de resistência e rigidez do aço devido ao calor, a estrutura entra em colapso. Esse tempo entre o aquecimento, expansão térmica, perda de resistência e rigidez e então atingir o critério

de falha, é o tempo de resistência ao fogo da estrutura. O tempo de resistência ao fogo é definido em minutos completos e adaptado às classes de resistência como R15, R20, R30, R45, R60, R90, R120, R180, R240 E R360.

Outro critério igualmente importante é a integridade (E), dado pelos experimentos e métodos de observação baseado em aspectos como aberturas e ou fissuras. O critério para avaliar utiliza o método da ignição de uma almofada de algodão imergido em álcool. Nos testes experimentais, a equipa observa se há chamas passando por fissuras e/ou rachaduras na estrutura, e com um algodão imergido em álcool colocado próximo a parede não exposta. No caso desse algodão iniciar a combustão, significa que há chamas e ou gases quentes passando pela estrutura.

A norma EN13501-2 [7] e mais recentemente a EN 1363-1 estabelece que o critério é estabelecido quando qualquer um dos critérios citados falha. No caso de estudos numéricos como este artigo, não é possível determinar esse tipo de critério.

Para critérios de isolamento de incêndio (I), segundo a norma EN13501-2 [7] ou mais recentemente a EN1363-1, o critério de isolamento de incêndio é verificado pela temperatura do lado não exposto, sendo um limite de 140 °C acima da temperatura média inicial ou 180 °C acima da temperatura média inicial em qualquer ponto na face não exposta.

Os critérios estabelecidos (REI), definem a qualidade e nota da estrutura, essa que pode ser submetida a mais que um critério de falha, sendo o critério com menor classificação o que vai definir a viabilidade da parede LSF.

4. MATERIAIS E MÉTODOS

As paredes em LSF são comumente formadas por camadas de proteção de gesso cartonado dispostos em diferentes orientações conforme descrição de cada fabricante, assim como uma estrutura metálica formada por montantes (studs) e travessas (tracks) e podem conter o preenchimento de cavidade. O material desta cavidade deve possuir características de um isolante térmico. Existem outras soluções compostas que permitem a utilização do material isolante fora da cavidade.

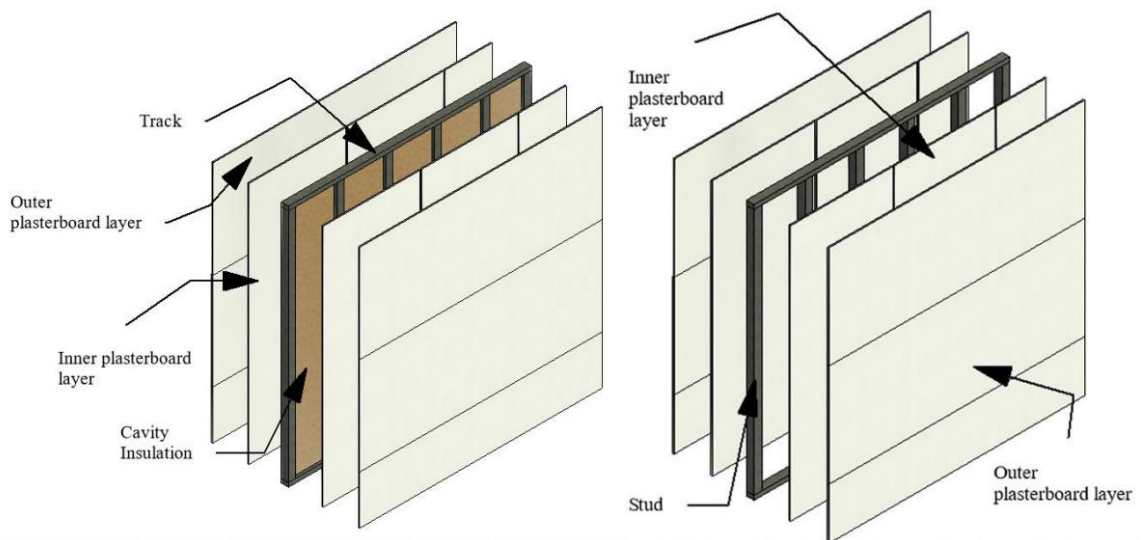


Figura 2 Modelo de parede em LSF com e sem preenchimento de cavidade [1].

Para esta tese é considerada uma parede com duas camadas de gesso cartonado de espessura de 12 mm cada. Estas camadas possuem uma dimensão de 2400 mm de altura e 1200 mm de largura, dispostas em ambos os lados. A estrutura é feita em aço G550, de formato C, com dimensões de 89x40x12 (mm), correspondendo à dimensão da alma, do banzo (mesa) e do reforço (lip) respectivamente, cuja tensão última é de 550 MPa e tensão de cedência de 500 MPa Este perfil em aço possui 1 mm de espessura, sendo a cavidade preenchida com lã de rocha, ver Figura 3 e 3.1.

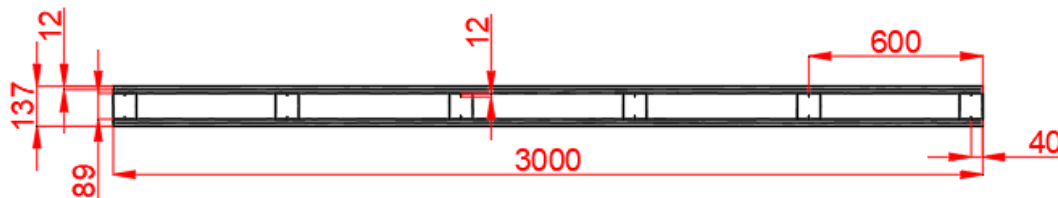


Figura 3 Modelo em CAD de parede em LSF.

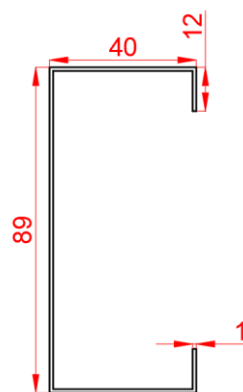


Figura 3.1 Modelo em CAD da secção transversal do perfil C.

4.1 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

4.1.1 PROPRIEDADES TÉRMICAS

Seguindo a equação de energia (4) que gere a condução de calor em corpos 3D, usados na simulação numérica, verifica-se uma dependência de algumas propriedades térmicas, como seja a condutividade térmica (λ), calor específico (C_p), densidade relativa (ρ) e emissividade (ϵ) sempre que o material estiver exposto a trocas de calor por radiação.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \left(\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \right) \quad (4)$$

Na Figura 4 estão representadas as propriedades térmicas do gesso considerado para este estudo. Estão identificados dois fenómenos correspondentes a evaporação de água e que são coincidentes com a perda de massa.

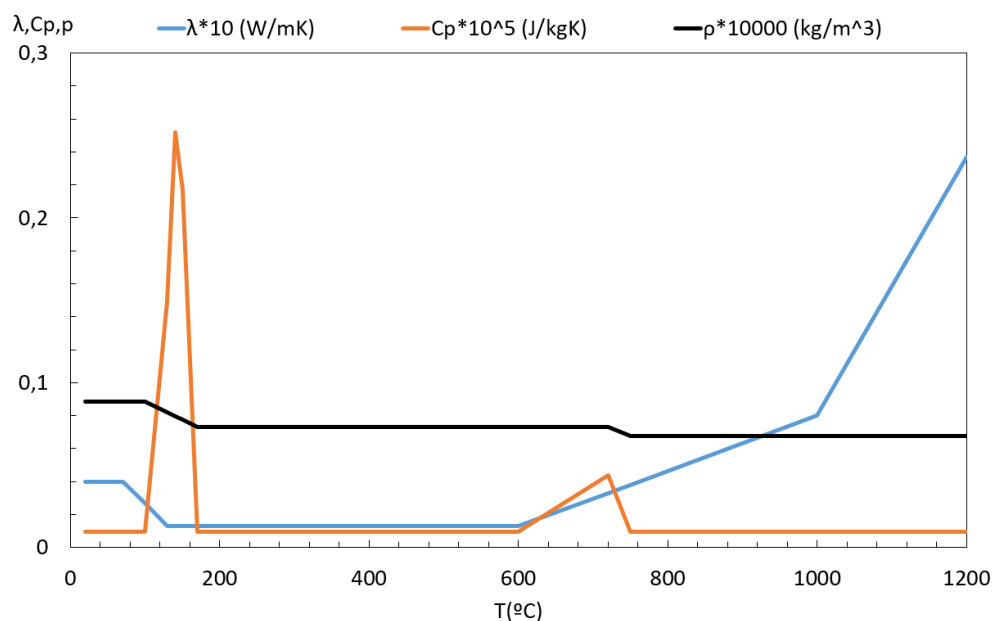


Figura 4 Propriedades do gesso cartonado a diferentes temperaturas |18).

O gesso cartonado é comumente utilizado em construções em LSF, já que na sua composição existem moléculas de água, demandando mais energia para que essas moléculas evaporem e então o material comece a superaquecer |1|.

Além do gesso, a lã de rocha também é comumente usada como isolante térmico e será utilizada nos processos de simulação desta tese. Na Figura 5 estão apresentadas as propriedades térmicas necessárias para a determinação da temperatura.

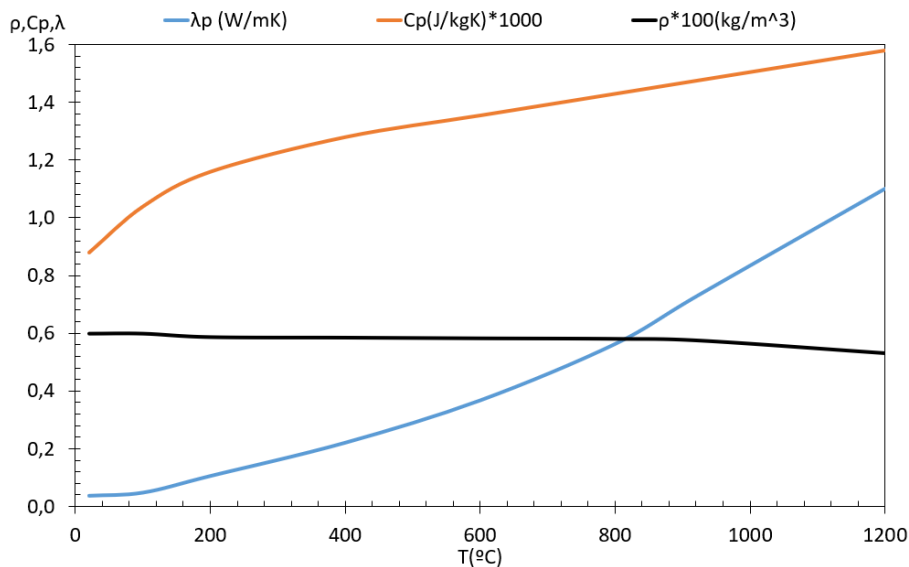


Figura 5 Propriedades da lã de rocha a diferentes temperaturas |18|.

A Figura 6 apresenta as propriedades térmicas utilizadas para problemas de condução e radiação. Na futura geração do EN1993-1-2, a condutividade do aço pode ser influenciada pela existência de uma camada proteção de zinco, fazendo variar a emissividade.

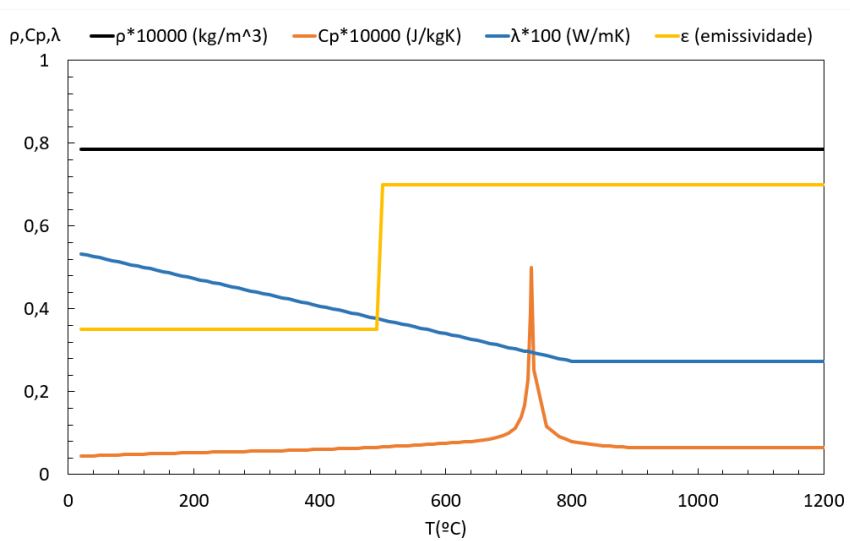


Figura 6 Propriedades do aço GG550 a diferentes temperaturas |18|.

As propriedades do aço são regidas pela norma EN 1993-1-2 [18], sendo que o calor específico apresenta um pico aos 750 °C. Esse pico representa um efeito cristalográfico do material de troca de fase (transformação de fase ferrita em austenita), mesmo sendo essa uma das principais características dos aços, acompanhado com uma estabilização da condutividade [19].

4.1.2 PROPRIEDADES MECÂNICAS

Não é nenhuma surpresa que aços vem sendo cada vez mais usados em construções, devido a diferentes fatores, como praticidade, velocidade de construção, durabilidade, entre outros.

Contudo, o estudo sobre diferentes tipos de aço e suas aplicações só foi expandido durante o século XIX. Como nem sempre é prático ou barato realizar ensaios experimentais com aços de diferentes classes, os aços devem ser submetidos a cálculos analíticos e simulações em elementos finitos a fim de caracterizar sua funcionalidade e posteriormente novos estudos serem feitos de forma experimental [1].

Portanto estudiosos como Ramberg-Osgood, usam de fatores para descrever o comportamento dos aços a diferentes temperaturas, fatores como módulo de Young (E), módulo de resistência ao escoamento (f_y) e módulo de expoente de endurecimento (n). Com esses fatores, podem ser definidas curvas tensão-deformação até o valor da tensão última f_u .

Com altas temperaturas esses valores são ajustados e recalculados, nesta tese são apresentadas as curvas entre 20 °C e 1200 °C, considerando 2 estágios.

O estágio 1 é definido pela Eq. (5).

$$\varepsilon_t = \frac{f_t}{E_t} + 0.002 \left[\frac{f_t}{f_{yt}} \right]^n \quad \text{para } f_t < f_{yt} \quad (5)$$

Onde n é um coeficiente de endurecimento por deformação, que leva em consideração as seguintes opções:

$$n = 7 \quad 20 \leq T \leq 500 \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (6)$$

$$n = 7 + 4 * \frac{T-500}{50} \quad 500 \leq T \leq 700 \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (7)$$

$$n = 23 \quad T \leq 700 \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (8)$$

O estágio 2 é definido pela Eq. (9).

$$\varepsilon_t = \frac{f_t - f_{yt}}{E_{0.2}} + \alpha \left[\frac{f_t - f_{yt}}{f_{ut} - f_{yt}} \right]^m \quad \text{para } f_{yt} < f_t \leq f_u \quad (9)$$

Considerando os valores para os seguintes parâmetros:

$$\alpha = -9 * 10^{-5} T + 0.079 \quad (10)$$

$$m = 3 \quad (11)$$

Onde m representa o fator de encruamento plástico, $E_{0.2T}$ é a inclinação da curva tensão-deformação no valor da tensão de cedência (escoamento).

$$E_{0.2T} = \frac{E_T}{1 + 0.002 * n * \left(\frac{E_T}{f_{yT}} \right)} \quad (12)$$

Apesar dessas equações serem relativamente precisas existe uma diferença entre as curvas de engenharia proveniente de normas e as curvas reais. Essa diferença se deve a inúmeros fatores como imperfeições do aço, sejam elas metalográficas, ou de geometria (cálculo da área resistente inicial e o valor da área instantânea). Essas correções entre curva real e curva de engenharia são necessárias para utilizarmos em simulações numéricas a fim de alcançar uma precisão maior de resultados [20].

Os valores de estresse e tensão de engenharia são dados por:

$$\sigma = \sigma_E (1 + \varepsilon_E) \quad (13)$$

$$\varepsilon = Ln(1 + \varepsilon_E) \quad (14)$$

Utilizando a equação dada por Gardner e Yun [21], é calculado o estado limite último de tensão por meio de uma estimativa quando essa propriedade não é conhecida.

$$\frac{f_u}{f_y} = 1 + \left(\frac{130}{f_y}\right)^{1.4} \quad (15)$$

A Figura 7 mostra um comparativo das resistências do aço em relação a curva de engenharia e a curva real para diferentes temperaturas.

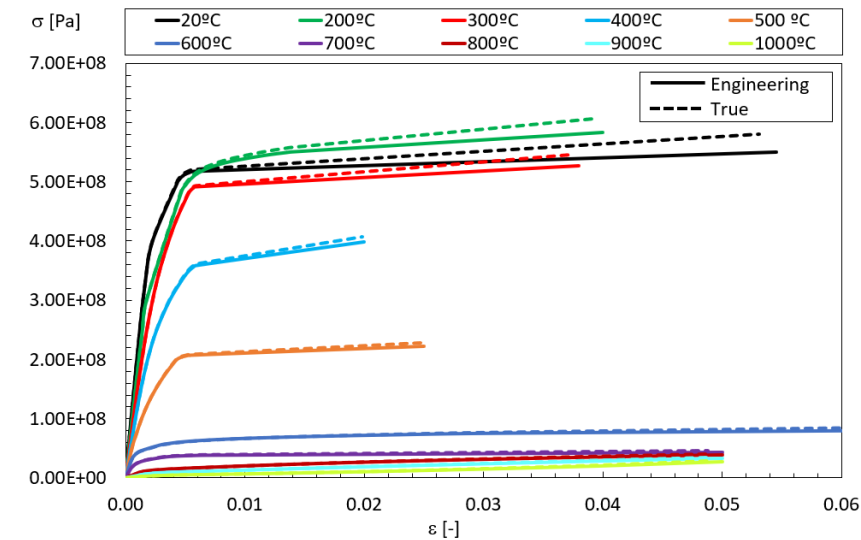


Figura 7 Gráfico tensão-deformação do aço G550 em comparação a curva de engenharia [18].

Com as propriedades dos materiais devidamente calculadas é possível dar sequência a simulação, escolhendo a metodologia de solução e aplicação dos passos para os resultados desejados.

A simulação termomecânica é feita com uma análise GMNIA (Geometrically and Material Non linear Imperfection Analysis), ao qual é aplicado o método de Newton-Raphson. O método de solução é geralmente incremental e iterativos, utilizando critérios de convergência adequados. No caso de uma simulação para determinação da capacidade portante, a aplicação da carga é incremental. No caso de uma simulação para resistência ao fogo, a carga mecânica é considerada constante e a solução incremental é caracterizada pelo incremento de tempo (incremento de temperatura). O procedimento para determinação da capacidade portante considera a necessidade da comparação entre as cargas exteriores e interiores, ver Eq. (16).

$$R(u) = f^{int}(u) - f^{ext} \rightarrow R(u) = f^{int} - \lambda f^{ext} = 0 \quad (16)$$

Onde $R(u)$ é o residual de carregamento F^{int} são as forças internas, F^{ext} são forças externas, λ é o escalar de acréscimo de carga. Assim é possível calcular o incremento de carga pela Eq. (17):

$$\lambda' = \lambda_0 + \Delta\lambda \quad (17)$$

Onde λ' é o incremento de carga, λ_0 é último valor de carga convergido. Também é possível calcular o último deslocamento convergido dado pela Eq. (18):

$$u' = u_0 + \Delta u \quad (18)$$

Retornando a primeira equação do método de Newton-Raphson, tem-se:

$$R(u') = R(u_0 + \Delta u) = 0 \rightarrow f^{int}(u_0 + \Delta u) - (\lambda_0 + \Delta\lambda)f^{ext} = 0 \quad (19)$$

Contudo a série de Taylor nos permite atribuir que f^{ext} em termos de f^{int} . Logo a expressão se torna:

$$f^{int}(u_0 + \Delta u) = f^{int}(u_0) + \left[\frac{\partial f(u)}{\partial u} \right] * \Delta u = f^{int}(u_0) + [K_T]_{u_0} * \Delta u \quad (20)$$

Tal que $[K_T] = \left[\frac{\partial f(u)}{\partial u} \right]$ representa o jacobiano da matriz.

Pelas Eqs. (17) e (18) é possível calcular o valor de Δu . Logo Δu é dado por:

$$\begin{aligned} f^{int}(u_0) + [K_T]_{u_0} * \Delta u - (\lambda_0 + \Delta\lambda)f^{ext} &= 0 \\ \rightarrow f^{int}(u_0) - \lambda_0 f^{ext} + [K_T]_{u_0} * \Delta u - \Delta\lambda f^{ext} & \\ \rightarrow [K_T]_{u_0}^{-1} * (\Delta\lambda f^{ext}) & \end{aligned} \quad (21)$$

Usando a Eq. (21), pode-se calcular a correção de deformação de Δu , contudo a expansão da serie de Taylor impede que o resultado gere um resíduo igual a zero, considerando então o sistema da Equação (19), nos pontos iniciais (u_0 e λ_0) pode-se chegar a um residual diferente de zero que será

incrementado no próximo teste de convergência no método de Newton-Raphson ilustrado pela Equação (22).

$$\delta u = [K_T]_u^{-1} * R'(u') \quad (22)$$

A metodologia de Newton-Raphson, comercialmente é muito utilizada para a resolução de equações, já que por sua vez, inúmeros softwares utilizam de equações quadráticas para encontrar as soluções, contudo este método, acelera uma convergência, ou seja, utiliza de um método dos resíduos pesados, para a cada incremento de carga validar a convergência de modo mais rápido, gerando um número maior de interações, mas também convergências mais rápidas.

Dentro do software ANSYS, existem algumas normas a serem utilizadas na resolução de simulações, como, norma L1, norma L2 e norma infinita. Neste artigo é utilizado o sistema de norma L2, que faz uso de uma raiz quadrada da soma dos valores quadrados dos termos.

Para critérios termomecânicos, foram adotados com base no deslocamento (1 (m)), com tolerância de 10^{-3} , e incrementos de tempo de 60 em 60 segundos com um mínimo de 0.01 segundos.

5. VALIDAÇÃO NUMÉRICA

Inicialmente para a validação numérica são estabelecidos os passos a serem executados. O primeiro passo uma análise de estabilidade linear elástica, para determinar o modo de instabilidade e a carga crítica. Esses modos de falha serão usados para definir a imperfeição geométrica atribuída ao elemento, com base na teoria de Schafer [10], qual atribui para elementos finitos um modo de instabilidade, depois de efetuada uma análise estática para determinação da matriz de tensões. Para determinação desta matriz de tensões pode ser utilizado um qualquer valor de carga de referência (normalmente uma carga unitária).

O segundo passo da construção do modelo numérico para uma simulação é usando o método “Geometrically and Material Non-Linear Imperfection Analysis “(GMNIA). Nele é possível identificar a carga máxima portante à temperatura ambiente e definir um modelo de carga a ser seguido na simulação termomecânica.

Esses primeiros passos são feitos considerando apenas a resistência do material em aço, desprezando completamente a resistência atribuída pelas placas de gesso cartonado e do isolante térmico (lã de rocha).

O procedimento a seguir é uma análise térmica transiente, onde se obtém as temperaturas da geometria em estudo ao longo do tempo, ou seja, sem limite. Trata-se de uma simulação independente da simulação termomecânica. Considerando vários pontos de obtenção de dados, como parede exposta ao fogo (FS), o espaçamento entre uma camada e outra de gesso no lado exposto (B1-B2), o banzo (mesa) quente do perfil (HF), na alma do perfil (WEB), no banzo frio do perfil (CF), o espaçamento entre as paredes de gesso do lado não exposto (B3-B4), a face não exposta (AMB ou UEXP), e pontos como a transição entre as camadas de gesso e de lã de rocha no lado quente (B2-CI) e lado frio (CI-B3). Com essas medidas é traçado o gráfico de temperatura-tempo a ser comparado com os resultados do teste experimental.

E por fim é realizada a quarta simulação, considerando uma carga mecânica constante, com uma solução incremental no tempo e iterativa para cada instante de tempo. Trata-se de uma simulação GMNIA é realizado, considerando a evolução do tempo e da temperatura até não ser possível estabelecer o equilíbrio da estrutura LSF.

5.1 ELEMENTOS DE MALHA

O método de análise por elementos finitos (FEM), utilizado nesta tese foi seguindo a biblioteca de elemento disponível no programa ANYS APDL. Foram utilizados diferentes elementos, sendo eles SHELL 181 para as análises mecânicas, e os elementos SHELL 131 e SOLID 70 para a análise térmica.

O SHELL 181 é um elemento de casca, que contém camadas, comumente utilizado para representar aços enformados a frio, possui 4 nós, cada um com seis graus de liberdade (três translações e três rotações nas três direções do espaço), utiliza funções de interpolação lineares no plano do elemento e integração completa melhorada (utilizando dois pontos de Gauss no sistema local do elemento, isto é, 2×2). Na espessura foram utilizados 5 pontos de integração por cada camada definida (neste caso apenas uma).

Para representar a estrutura da parede LSF durante o teste térmico foi utilizado o elemento SHELL 131, que contém camadas mais apropriadas para testes dessa forma, além de poder conter acoplamentos de diferentes tipos de elementos a fim de considerar o agrupamento de superfícies como as placas de gesso cartonado ao metal da estrutura. Este tipo de elemento possui 4 nós com

apenas um grau de liberdade (temperatura). Sempre que o material seja uniforme e a análise não tiver efeitos transitórios, poderá ser utilizada uma camada com uma variação linear da temperatura ao longo da espessura. Neste caso, a espessura é muito pequena e uma variação linear também pode ser assumida, utilizando apenas uma camada de material para o elemento, mesmo em presença de um fenómeno transiente. No plano são utilizados dois pontos de Gauss em cada direção (2x2) e na espessura pode ser utilizado apenas um ponto de Gauss [1]. Em cada considerado nos nós estarão disponíveis os seguintes graus de liberdade T_{TOP} , T_{BOT} e T_{Ez} , permitindo a caracterização de um perfil de temperatura linear. Quando for necessário (neste caso) fazer a ligação a outro tipo de elemento finito (dependendo da aplicação) apenas com 1 grau de liberdade, a temperatura do nó (TEMP) poderá corresponder a T_{BOT} , no caso se ativada a opção deste elemento como (Paint).

Os elementos de casca são ideais para representar perfis enformado a frio e elementos de baixa espessura, uma vez que permitem 6 graus de liberdade nos eixos x, y, z, dando um aspecto desejado para os modos de deformação. A Figura 8 representa o modelo do elemento SHELL 181.

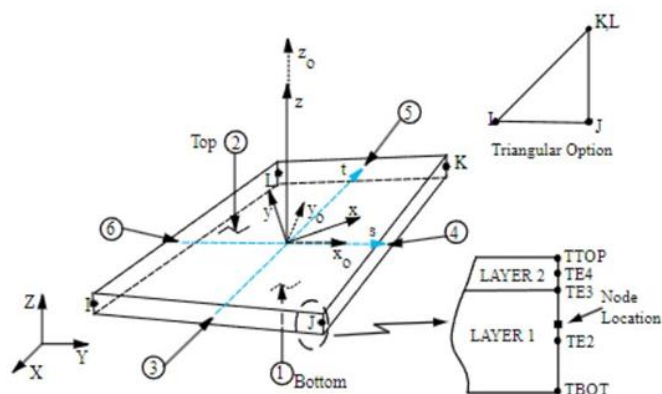


Figura 8 Elemento de casca SHELL 181 [22].

Para os elementos de proteção da estrutura LSF podem ser utilizadas placas de gesso cartonado pelo exterior e outros materiais de isolamento (lã de rocha) na mesma posição em combinação multicamada ou no interior da estrutura LSF, na região da cavidade. Para a modelação deste tipo de material, não se devem utilizar elementos de casca, que apesar de possuírem uma espessura em camadas, não possuem a geometria adequada para simular a ligação com outro tipo de elementos.

Portanto, para os materiais de proteção das paredes LSF é utilizado o elemento finito SOLID 70. Este elemento possui 8 nós, cada um com um grau de liberdade (TEMP). A Figura 9 demonstra geometria do elemento SOLID 70.

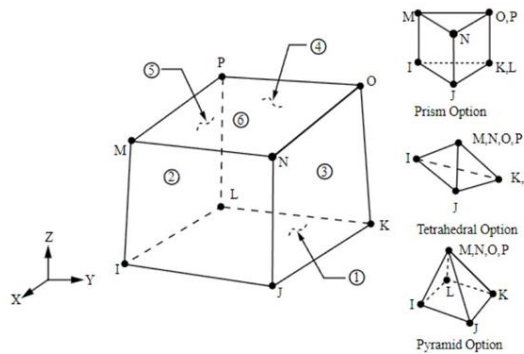


Figura 9 Elemento SOLID 70 para ensaios térmicos [23].

Como os elementos devidamente alocados, geometria estruturada e isolantes devidamente elaborados, é então feita a malha e seu refinamento, as linhas de menor comprimento representadas por 12 mm, são divididas em 4 elementos, as demais seguiram 8, 10, 20 e 80, conforme o dimensionamento desejado.

5.2 MODELOS PARA VALIDAÇÃO MECÂNICA

Para a validação mecânica foram utilizados testes experimentais realizados dentro das normativas descritas na EN1363-1 [24], e seguindo a metodologia de ensaio experimental desenvolvido por Chen [8]. Serão apresentados 2 modelos numéricos denominados P2 e P4, de acordo com o teste experimental Chen [8]. Estas estruturas LSF diferem no valor da carga aplicada. O modelo numérico P2 receberá 27% da carga máxima de flambagem à temperatura ambiente, já o modelo numérico P4 receberá 85% da carga máxima de flambagem à temperatura ambiente.

A geometria de pequena (denominado por Chen [8] como P1) é criada com 3 metros de altura e 1 metro de largura, utilizando um aço G550, e um perfil em aço conformado a frio de 89 mm de alma, 40 mm de aba e 12 de travamento com 1 mm de espessura, os pilares são compostos por dois perfis soldados frente com frente e 4 track do mesmo perfil, recortados e parafusados com sobreposição nos pilares, obtendo então camada dupla nessas regiões. O carregamento é efetuado por cilindros hidráulicos no topo da estrutura, centralizados no meio de cada pilar. Além disso, é

utilizada uma viga de concreto é atribuída tanto no banzo inferior quanto no banzo superior da estrutura LSF, a fim de eliminar momentos na estrutura e garantir que a carga fosse aplicada uniformemente pela estrutura.

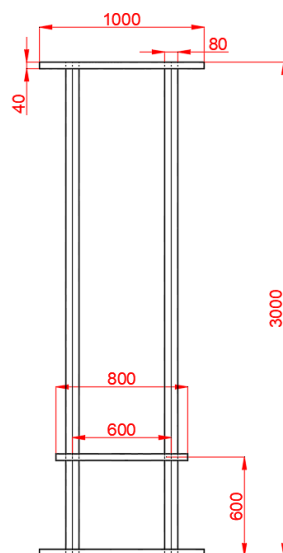


Figura 10 -Desenho CAD da parede pequena.

Inicialmente o teste mecânico é feito na parede pequena (Figura 10) para definir a carga máxima de carregamento à temperatura ambiente. Posteriormente, são averiguados os modos de instabilidade da estrutura, é utilizada a metodologia de Schafer [10]. A mesma metodologia se aplica na parede grande. Os resultados da simulação são comparados com o desempenho experimental da parede pequena.

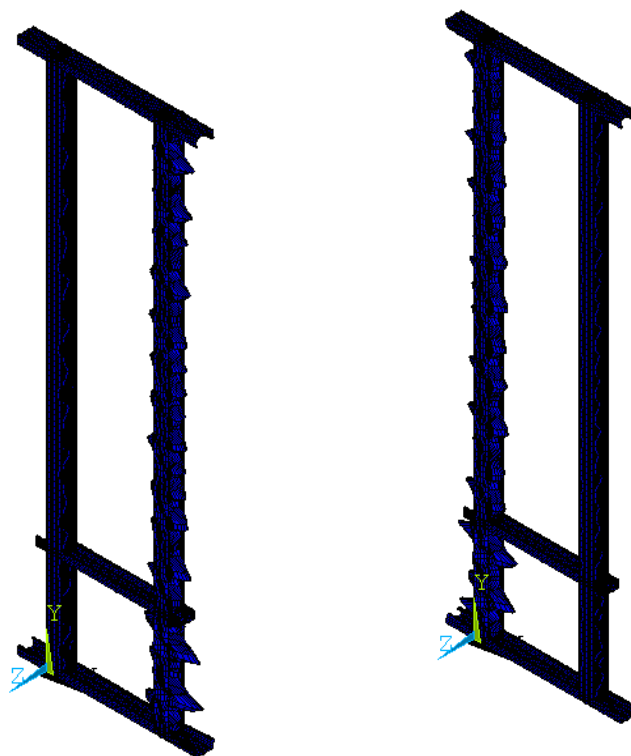


Figura 10.1 Modos de instabilidade para a parede pequena.

Com os parâmetros de base, sequencialmente é feito o mesmo método na parede grande, com 3 metros de comprimento e 3 de largura.

No modelo numérico são feitas algumas restrições para simular os apoios e travamentos do teste experimental, tais como fixar toda a região inferior da parede nos eixos x , y e z , como se estivessem parafusados, representando a fixação completa da travessa inferior, enquanto o apoio superior da parede foi assumido articulado. Para articular o bordo superior da estrutura LSF, foi decidido fixar apenas numa linha central de nós nas direções x e z , permitindo que durante a expansão térmica do modelo possa expandir na direção y , e contrair na mesma direção. Estas condições estão de acordo com o modelo experimental. Além dos travamentos nas travessas superior e inferior, é feito também uma pequena restrição, considerando um travamento na direção X a cada 150 mm na direção vertical de cada montante, pretendendo simular as ligações aparafusadas das placas de gesso.

Ainda no modelo grande, o preenchimento da cavidade entre os pilares é feito com lã de rocha, considerando a densidade de 60kg/m^3 , com os seguintes valores de propriedades à temperatura ambiente: condutividade de $0.0363\text{ W/(m. }^\circ\text{C)}$ e capacidade de calor específico de $1075.5\text{ J/kg. }^\circ\text{C}$). O material de isolamento de gesso cartonado tem as propriedades definidas em [8]. A densidade à temperatura ambiente é 884 kg/m^3 e a condutividade térmica à temperatura ambiente é 0.279 W/m.K . A parede com as dimensões do modelo grande, está representada na Figura 11.

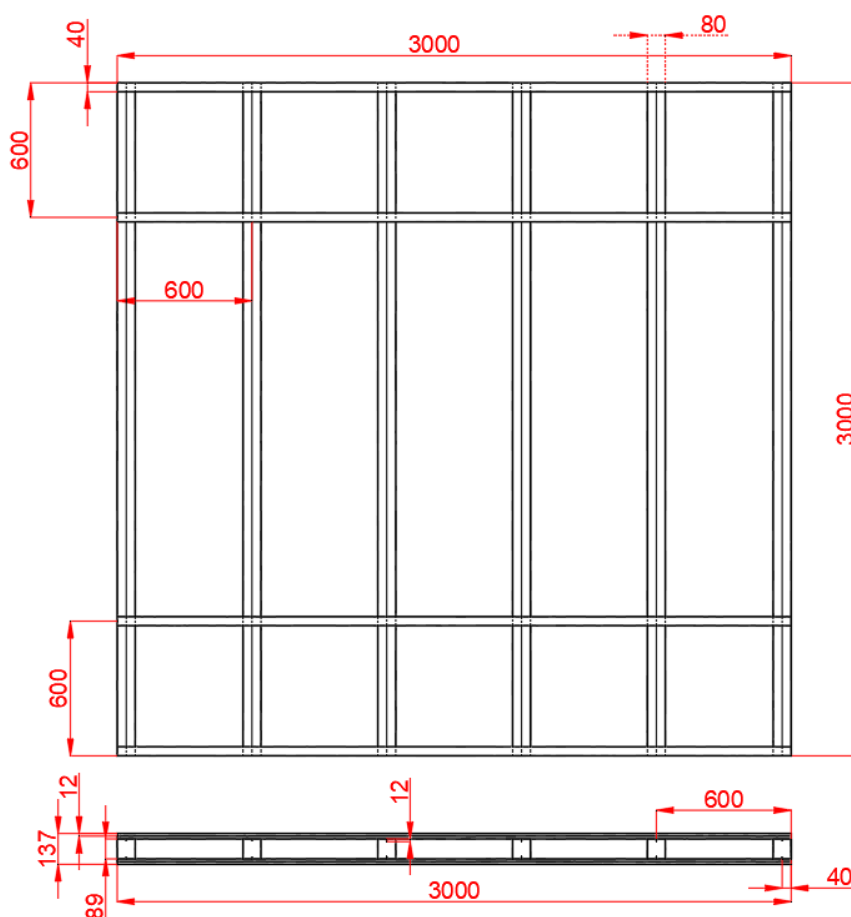


Figura 11 Desenho CAD da parede grande.

A Figura 12 evidencia os travamentos feitos no modelo grande, assim como a malha utilizada nos testes térmicos e mecânicos, à temperatura ambiente e em condições de incêndio.

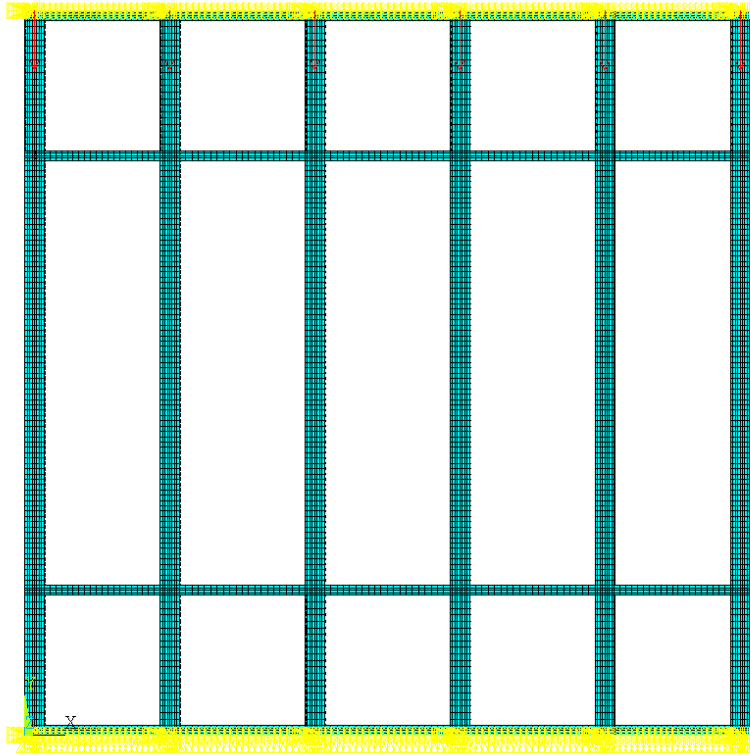


Figura 12 Condições de travamento e malha.

Considerando que as travessas possuem um corte e são parafusados na estrutura, é simulado um modelo com a seção utilizando uma espessura dupla. Para além destas condições e para aproximar as condições de simulação, é simulada a viga rígida de aplicação de carga, considerando a alma superior da travessa com uma espessura elevada de 30 mm. Este modelo simplificado as condições reais do ensaio, garantindo que a carga seja distribuída uniformemente no topo da parede.

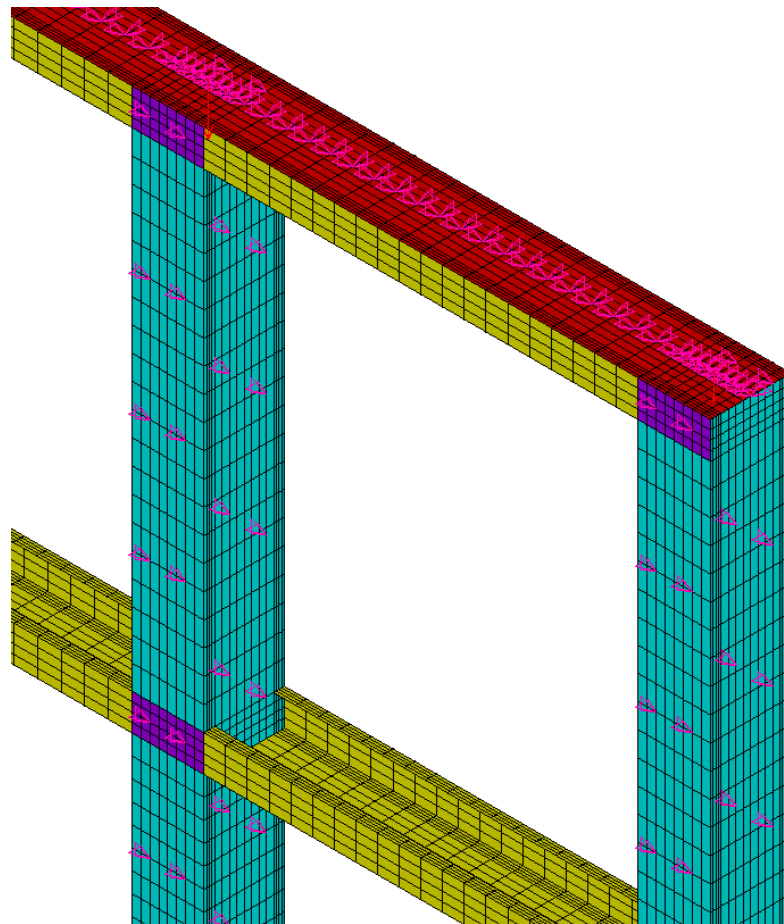


Figura 13 Malha da estrutura, seções e condições de fronteira.

5.2.1 MODOS DE INSTABILIDADE

É aplicado segundo Schafer [10], uma correção no modelo buscando um grau maior de realismo entre teste numérico e testes em laboratório.

Schafer diz que, para perfis enformado a frio, pode-se haver dois tipos de imperfeições, sendo local e global. Portanto, Schafer desenvolveu um método para aproximar essas imperfeições em simulações numéricas.

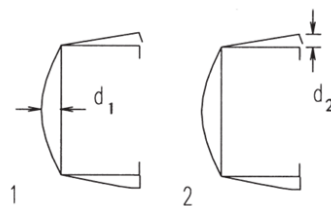


Figura 14 Imperfeições de perfis C enformado a frio [22].

Para perfis com espessura menor a 3 mm, é adotado um coeficiente de imperfeição com base no tipo 1 apresentado pela Figura 14 e é dado por:

$$d_1 = 0.006w \quad (23)$$

Onde: w é a dimensão da alma do perfil.

Para perfis mais robustos o modo de instabilidade é definido pelo tipo 1 de imperfeição expresso na Figura14.

$$d_1 = 6te^{-2t} \quad (24)$$

Onde d_1 e t são expressos em mm, e t é a espessura do perfil.

Para o tipo de 2 de imperfeição apresentado pela Figura14, d_2 é igual a espessura do perfil (t).

O modelo inicial com imperfeição geométrica está representado na Figura 15.

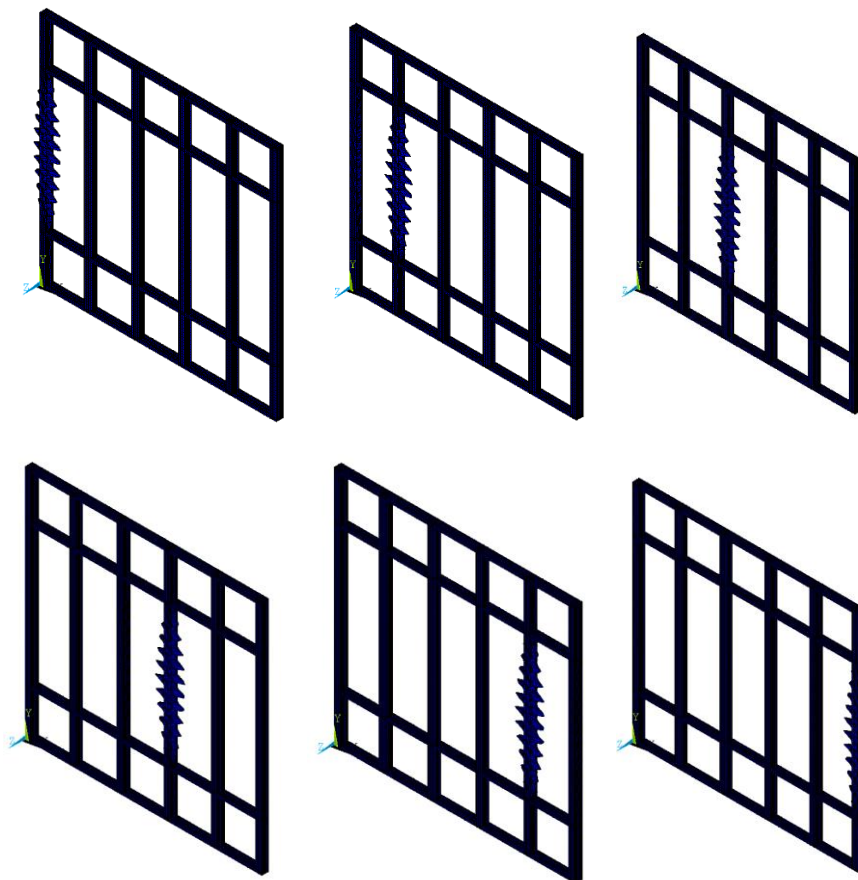


Figura 15 Modos de instabilidades a 20 °C para a parede grande.

5.2.2 SIMULAÇÃO MECÂNICA PARA DETERMINAÇÃO DA CAPACIDADE RESISTENTE

O método de Newton-Raphson é utilizado para determinar as cargas máximas à temperatura ambiente, considerando diferentes critérios de tolerância como 10^{-3} e 10^{-2} , com um valor de referência de 1 m, assim como uma variação de 1 para 4 pontos de aplicação de carga por stud da estrutura.

A carga máxima do modelo numérico pequeno (P1) atingiu 91 kN, semelhante ao valor da carga máxima atingida no teste experimental desenvolvido por Chen [8]. A Figura 16 mostra um comparativo entre os valores obtidos numericamente com diferentes critérios e o resultado obtido no teste experimental de [8]. Verifica-se uma diferença muito grande na resposta da estrutura. A rigidez do modelo numérico parece ser muito superior à rigidez da estrutura obtida no ensaio experimental. A carga máxima do corpo de prova pequeno atingida no teste experimental foi de 99 kN.

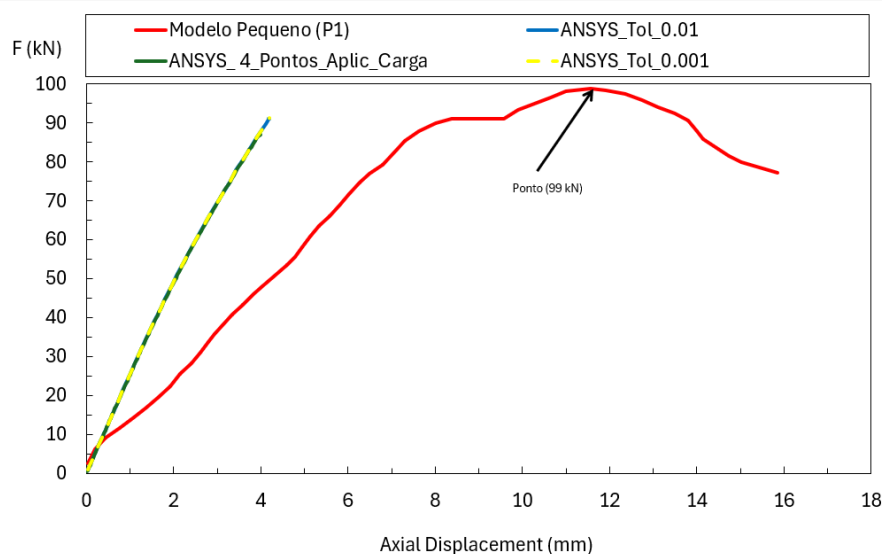


Figura 16 Carregamento a temperatura ambiente modelo pequeno (P1).

A capacidade portante do ensaio experimental da parede grande não está disponível na literatura disponível, pelo que não foi possível validar este resultado. Foram realizados dois tipos de simulação da estrutura grande, tendo ambos apresentando resultados semelhantes (resistência semelhante).

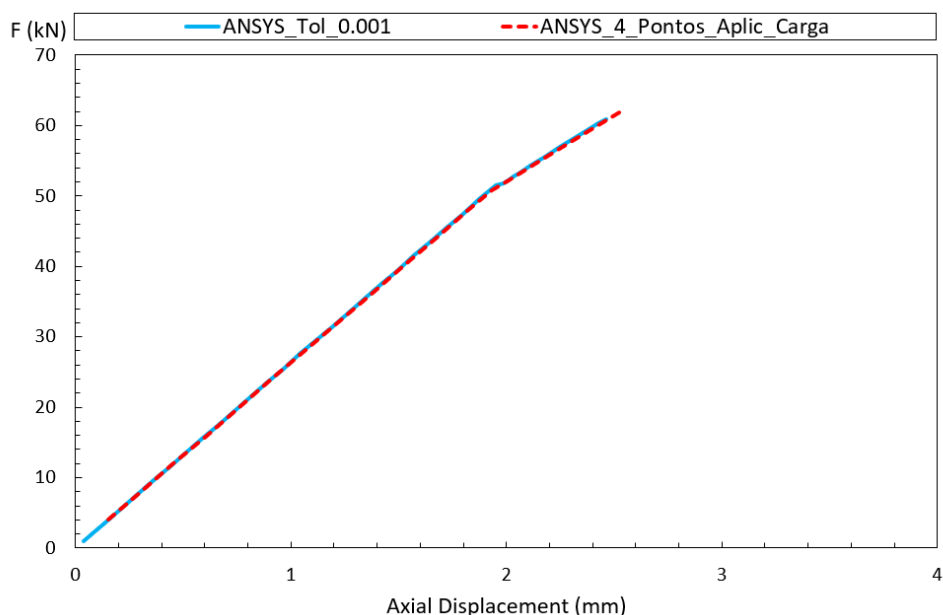


Figura 17 Carga crítica a temperatura ambiente na parede grande.

A carga máxima atingida pelo estrutura LSF grande foi de 65 kN aplicado em cada montante, inferior ao valor determinado no modelo pequeno. Essa diferença pode ser justificada pela diferença na geometria.

Na Tabela 5.1 é apresentado um resumo da capacidade portante de cada estrutura.

Tabela 5.1: Comparativo de cargas críticas.

MODELO	CARGA EXPERIMENTAL	CARGA NÚMÉRICA	DIFERENÇA	CARGA ADOTADA
Pequeno	99 kN	91 kN	8.00%	99 kN
Grande	-	65 kN	-	99 kN

5.3 VALIDAÇÃO DA SIMULAÇÃO TÉRMICA

Uma boa construção de modelo térmico é essencial para validar um modelo com um ensaio experimental. O modelo térmico imita o ensaio experimental feito por Chen [8]. O modelo numérico considera convecção, radiação e condução, garantido a precisão desejada.

A fonte de calor é proveniente de um ponto estabelecido na base da parede e alocado no meio da largura do modelo, a uma distância de 30 mm da estrutura. o calor passa por convecção e radiação para face exposta (FS), e por condução passa para a camada de proteção, para a estrutura

metálica e para a lã de rocha. Na face da parede não exposta é considerado apenas convecção com um coeficiente suficientemente alto para considerar o efeito da radiação incluído.

Os coeficientes assumidos para uma convecção e radiação são importantes para um ensaio numérico bem-sucedido. Os valores de $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ para convecção da parede exposta e $9 \text{ W/m}^2\text{K}$ para a parede não exposta, significando que a parede não exposta possuía integridade total, contudo a parede exposta perde parte de sua integridade durante o experimento. Para a parede exposta a temperatura do compartimento é definida pela ISO834, já na parede não exposta adotou-se $20 \text{ }^\circ\text{C}$. Para a radiação usou-se a constante Boltzmann dada por $5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$, sendo a emissividade do fogo igual a 1.

O modelo térmico utiliza da mesma geometria apresentada na Figura 11, contudo placas de gesso cartonado de 12 mm foram adicionadas como isolantes e as cavidades preenchidas de lã de rocha. Para a simulação de ambos os materiais foram utilizados os elementos SOLID70. Para a estrutura metálica foi utilizado o elemento SHELL131, ver Figuras seguintes.

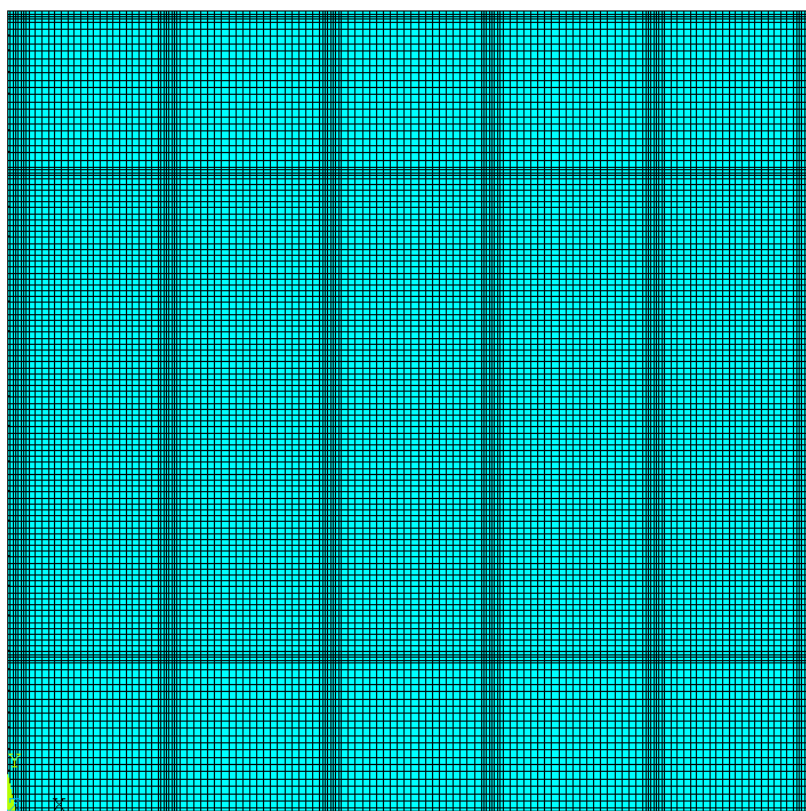


Figura 18 Modelo numérico térmico, parede grande.

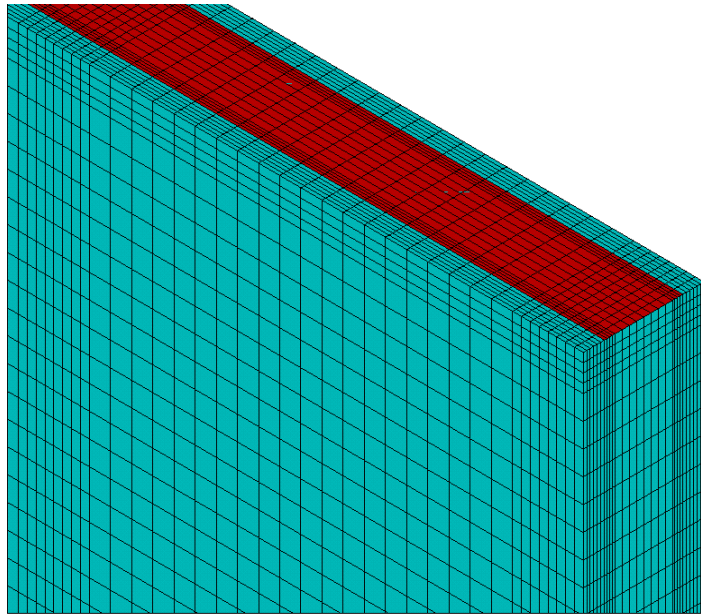


Figura 19 Configuração de malha.

As Figuras 18 e 19 apresentam a configuração de malha do modelo térmico, assim como a região onde se localizam as placas de gesso e onde inicia a estrutura metálica, já a Figura 20 mostra um corte a 1500 mm da base da estrutura, onde é possível visualizar o modelo com a alocação dos materiais, aço, gesso e lã de rocha. Não foi considerada qualquer condição fronteira no interior do montante.

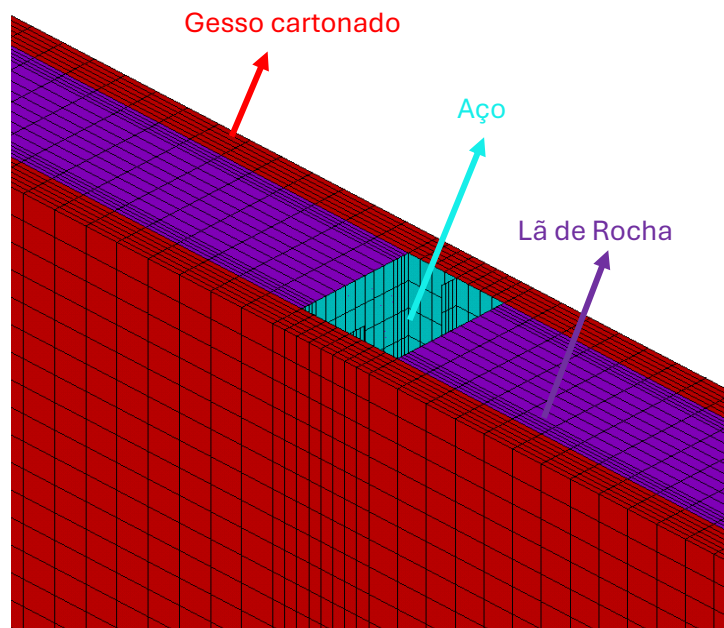


Figura 20 Materiais da parede LSF.

5.3.1 ENSAIO TÉRMICO

De acordo com [8] a curva ISO834-1 deve ser adicionada, contudo existem diferenças entre a curva ISO834 e a curva apresentada em ensaios experimentais, isso ocorre pela combustão dos materiais no forno, problemas de vedação do forno, ou pela capacidade de ajuste dos queimadores à curva teórica.

A posição de sensores usados nos testes experimentais foi descrita no início deste capítulo, contudo para facilitar a visibilidade a Tabela 5.2 atualiza essa localização.

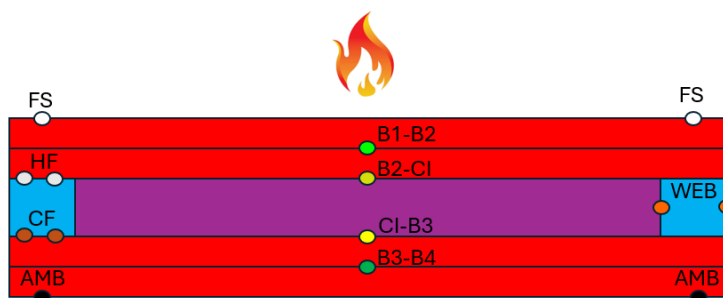


Figura 21 Pontos de coleta de temperaturas.

Tabela 5.2: detalhamento da alocação dos sensores

FS	Face exposta ao fogo
B1-B2	Região entre a primeira e segunda placa de gesso
B2-CI	Região entre a segunda placa de gesso e a lã de rocha
HF	Face exposta ao fogo do stud
WEB	Alma do stud
CF	Face não exposta ao fogo do stud
CI-B3	Região entre a lã de rocha e a terceira placa de gesso no lado não exposto ao fogo
B3-B4	Região entre a terceira e quarta placa de gesso na face não exposta ao fogo
AMB	Face não exposta ao fogo

O teste é caracterizado com incremento de tempo igual a 60 segundos, podendo diminuir a 1 segundo. A simulação segue por 120 minutos. O critério de convergência para o processo não linear é definido pelo fluxo de calor, com tolerância de 10^{-3} e valor de referência 10^{-6} W.

As informações obtidas nos testes experimentais foram minuciosamente extraídas por sensores configurados nas regiões citadas na Tabela 5.2 e pela Figura 21. Os dados foram apresentados em forma de gráfico, para obtenção desses valores. Foi utilizado o software webplot digitaizer, que utiliza de imagens para obter os valores experimentais, os dados dos eixos são inseridos manualmente e a o software faz a leitura com base na calibração da imagem.

Na Figura 22 é apresentada a comparação dos resultados numéricos com os resultados experimentais.

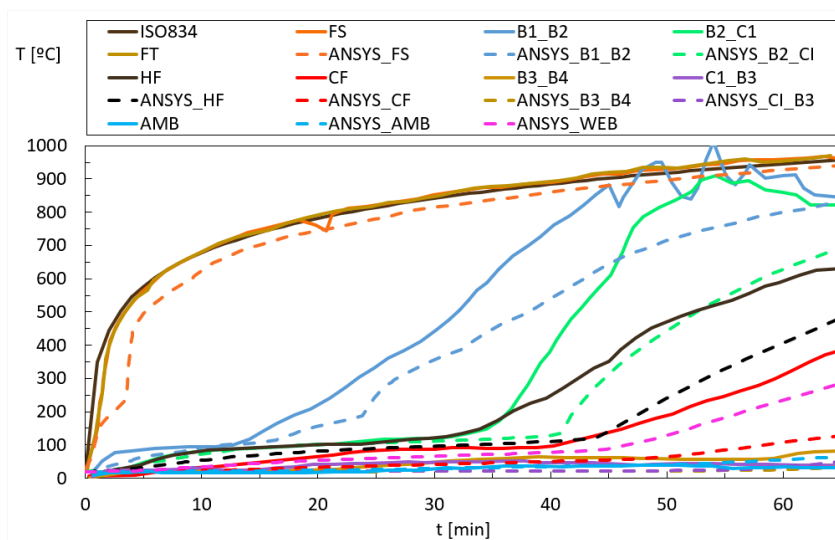


Figura 22 Temperaturas a 2500 mm modelo numérico P2.

Os resultados dos testes foram extraídos a 2500 mm de altura, são retirados do modelo numérico P2 e mostram que até os 35 minutos do ensaio, os valores de B1-B2, B2-CI, HF, CF se mantem similares assim como os demais. Contudo aos 40 minutos nota-se uma diferença crescente na diferença entre os resultados. Isto é devido à queda e fissuração da placa de gesso B1. No teste experimental essa alteração na configuração possibilitou a incidência do fogo com maior vigor sobre a estrutura aumentando a temperatura como um todo, e aos 65 min a estrutura veio a colapsar.

Entretanto ao analisar nas regiões de FS, CI-B3, B3-B4 e FS as temperaturas foram próximas o tempo, isso significa que não houve perda de integridade da parede não exposta ao fogo durante todo o teste experimental.

Além de medições a 2500 mm de altura foram feitas outras 2 medidas, a 500 mm, onde foram traçados gráficos semelhantes a Figura 21, e medições a 1500 mm, porém somente nos studs.

A Figura 23 faz o comparativo entre os gráficos traçados com as medidas obtidas a 500 mm de altura, dados retirados do modelo numérico P4. Nota-se que diferente do gráfico da Figura 21, os

valores são constantemente próximos, pois não houve nenhuma falha estrutural antes do final do teste experimental.

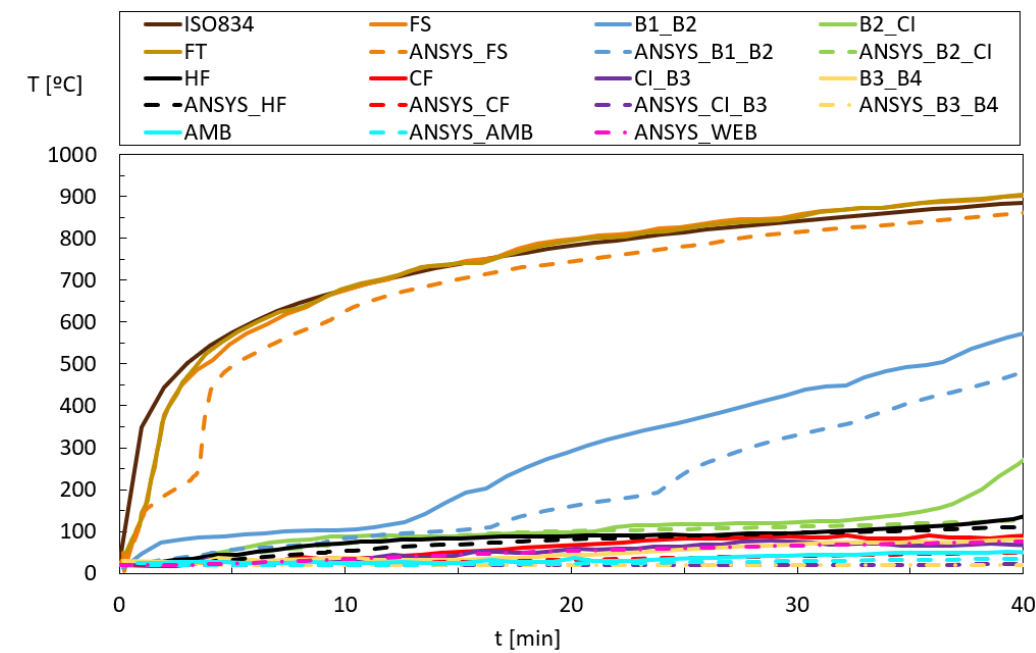


Figura 23 Temperaturas a 500 mm modelo numérico P4.

Os valores obtidos a diferentes alturas em cada montante, considerando as regiões de HF e CF, também foram comparados. As medições no teste experimental seguiram a ordem de 500 mm, 1500 mm e 2500 mm, respectivamente (BOT, MID e TOP). Contudo as malhas desenvolvidas no teste numérico, por muitas vezes devido a sua divisão não possibilitava uma medida exata nas mesmas posições verticais dos montantes, o que pode gerar uma diferença dos resultados.

Os resultados dos testes em laboratório e numérico para os montantes, são mostrados pelas Figuras 24 e 25.

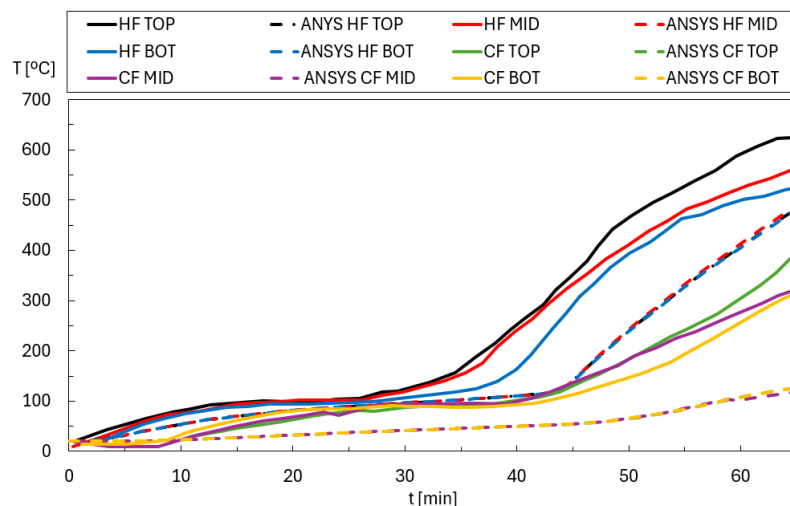


Figura 24 Comparativo de temperaturas a diferentes alturas no stud do modelo numérico P2.

Nota-se que devido à queda da parede B1 de gesso no teste experimental do corpo de prova P2, a temperatura no stud aumenta consideravelmente em relação à simulação numérica, contudo somente para alturas superiores a 1500 mm, isso se deve a instabilidade do fogo a alturas elevadas, o que aumenta a incidência do fogo e que resultou na queda da placa B1.

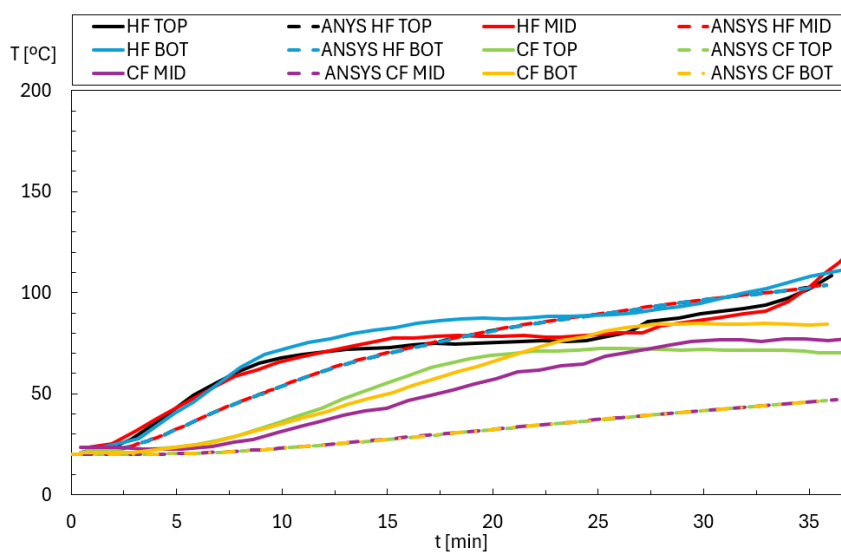


Figura 25 Comparativo de temperaturas a diferentes alturas no stud do modelo numérico P4.

No corpo de prova P4 nenhuma placa de gesso sofreu queda. Isto é claramente visto ao comparar os resultados entre os modelos numéricos P2 e P4, enfatizando a proximidade dos resultados obtidos numericamente. As diferenças existentes podem ser devidas a fenômenos de fissuração.

Para evidenciar a melhor ou menor relação entre os resultados experimentais e numéricos, foi utilizado o cálculo do erro RMSE baseado na raiz quadrada do erro médio quadrado (RMSE). Dada pela Equação (25).

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} * \sum_{i=1}^n (T_{FEA} - T_{TEST})^2} \quad (25)$$

A raiz quadrada do erro médio é calculada para curva dos testes nos modelos numéricos P2 e P4. Vale ressaltar que segundo a norma EN1363-1 [24], para se considerar um uma boa aproximação, os valores de RMSE não devem ultrapassar os 100 °C após os 10 min da curva de fogo padrão.

A Tabela 5.3 Valores de RMSE para cada curva apresentada nas Figuras 2 e 22

Amostra	Nº de instantes (n)	RMSE	RMSE	RMSE	RMSE	RMSE	RMSE	RMSE	RMSE
		FS	B1-B2	B2-CI	HF	CF	CI-B3	B3-B4	AMB
P2	6	34.7	149.1	207.0	127.3	96.0	19.6	28.6	10.1
P4	4	45.6	93.3	67.8	17.9	34.9	40.8	40.4	12.5

Tabela 5.4 Valores de RMSE para cada curva apresentada nas Figuras 23 e 24.

Amostra	Nº de instantes	RMSE	ROMSE	RMSE HF	RMSE CF	RMSE CF	RMSE CF
		HF TOP	HF MID	BOT	TOP	MID	BOT
P2	6	123.8	88.6	70.6	96.3	89.6	70.7
P4	6	8.1	8.3	21.6	28.4	25.4	33.8

Os erros acima do valor desejado de 100 °C, no teste P2, se referem a falha da camada B1 de gesso cartonado que caiu aos 35 minutos, ocasionando um aumento de temperatura em toda a região mais exposta ao fogo, B1-B2, B2-CI e HF.

Nas Figuras seguintes, é apresentado o campo de temperatura simulado para um tempo de simulação de 120 min, com imagens retiradas para cada 20 min.

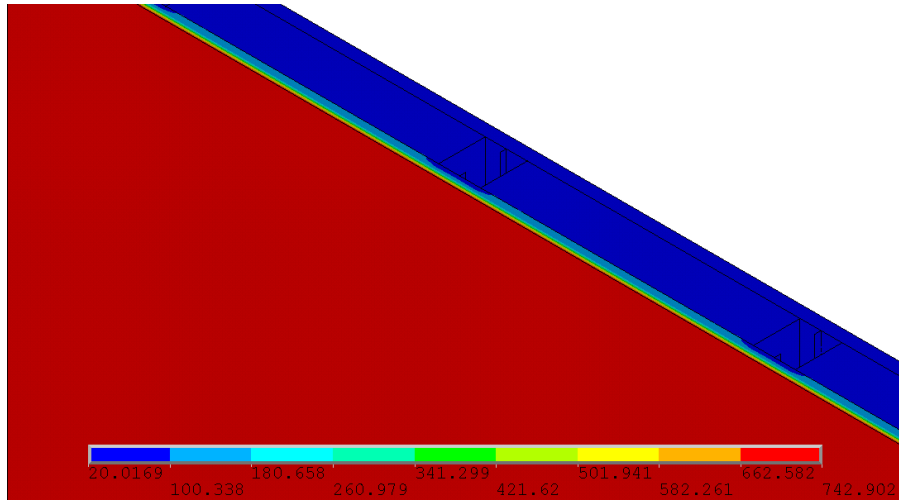


Figura 26 Evolução da temperatura a 20 minutos de simulação em °C.

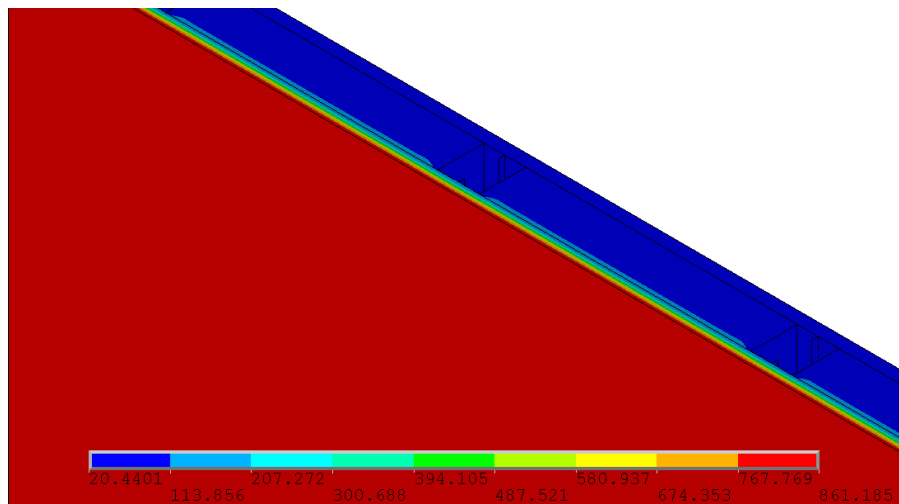


Figura 27 Evolução das temperaturas a 40 minutos de simulação em °C.

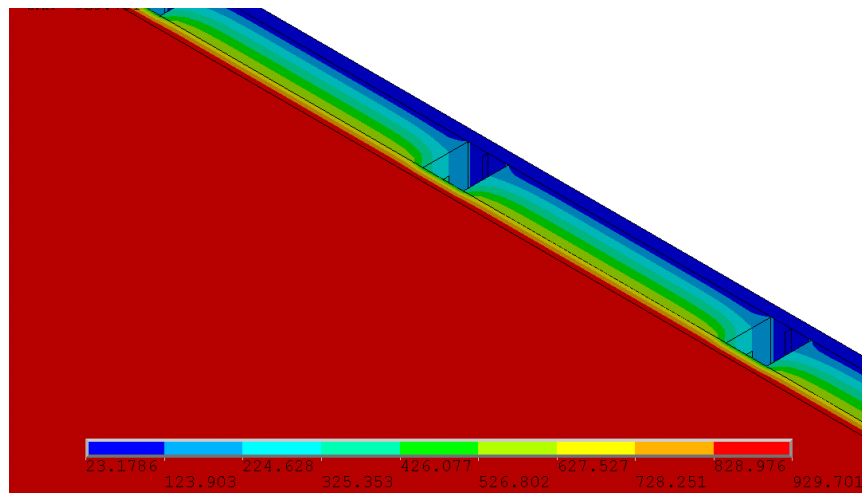


Figura 28 Evolução das temperaturas a 60 minutos de simulação em °C.

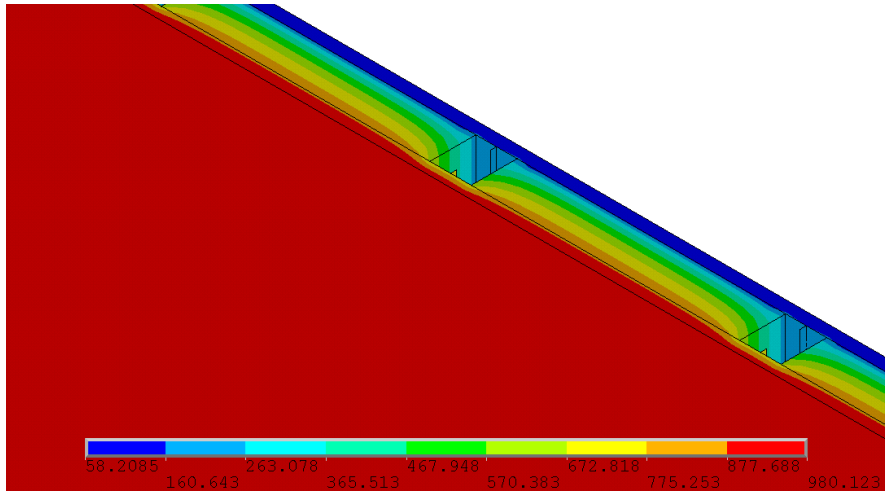


Figura 29 Evolução das temperaturas a 80 minutos de simulação em °C.

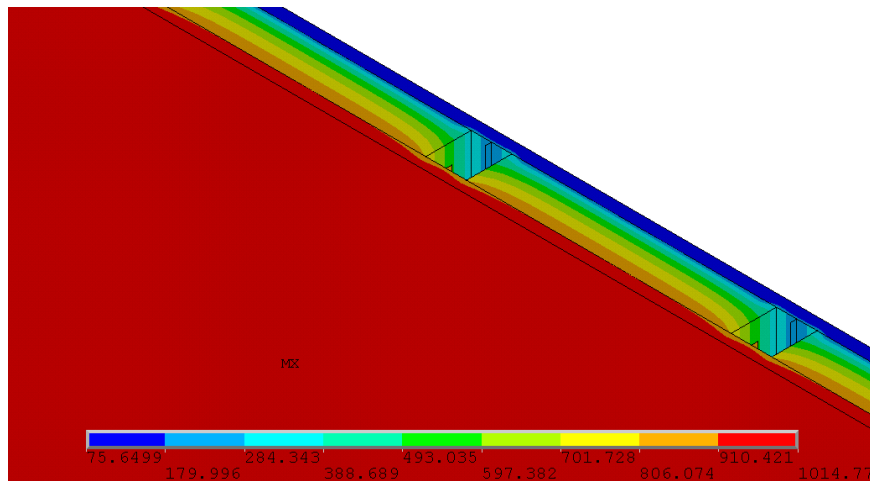


Figura 30 Evolução das temperaturas a 100 minutos de simulação em °C.

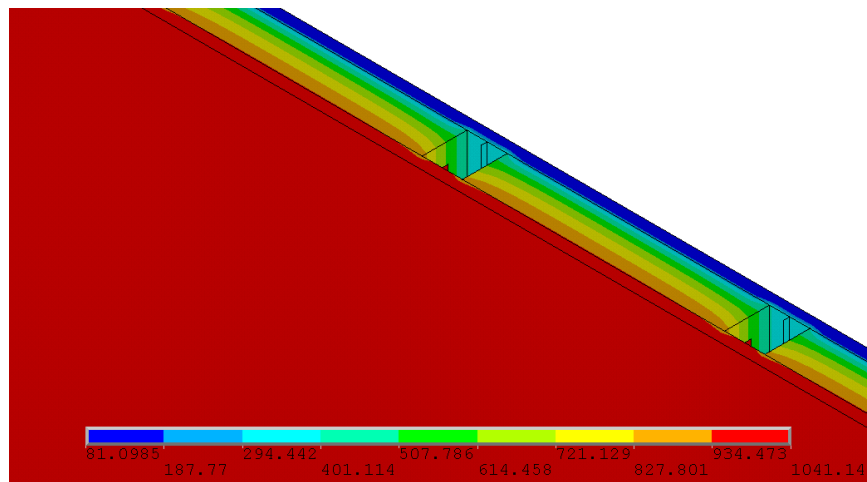


Figura 31 Evolução das temperaturas a 120 min de simulação em °C.

5.3 VALIDAÇÃO TERMOMECÂNICA

Para a validação termomecânica, é preciso retirar os elementos finitos referentes ao gesso e a lã de rocha, representados pelo elemento Solid 70, e alterar novamente o modelo estrutural de casca do Shell 131 para o Shell 181, obtendo as características de casca para simulações estruturais novamente.

Foram consideradas as mesmas condições da simulação GMNIA os, considerando o método de Newton-Raphson, com tolerância de 0.1%, e utilizando o critério de deslocamentos com referência de 3 mm e aplicando a norma L2. Os acréscimos de tempo foram de 60 segundos com um mínimo de 0.01 segundos. Este incremento está relacionado com o efeito do incremento da temperatura, uma vez que a carga mecânica é considerada constante.

Estudos apontam que a resistência do gesso auxilia, mas não inibe, o modelo de falha para fora do plano considerando um modo de deformação global. Esse modo de falha é descrito pela flambagem do montante inteiro, ultrapassando o limite dado pela norma EN1363-1. Um modelo de falha desse tipo é apresentado por Ariyanayagam e Mahendran [25], o estudo analisa não somente a instabilidade global, mas como a instabilidade local.

A instabilidade local é expressa pela deformação mais abrupta, onde não há deformação do corpo todo, mas sim numa área em específico, onde em casos de perfis retangulares, como este artigo, é demonstrado por [26] e [1] que conduziram simulações numéricas comparativas.

Por outro lado, a flambagem global é um modo de falha onde o corpo (estrutura LSF) todo se deforma de forma semelhantes em uma espécie de arco. Comumente visto em perfil de alma esbelta, Ariyanayagam e Mahendran [25] também apresentam resultados deste tipo.

Considerando os corpos de prova P2 e P4, foram elaboradas duas simulações termomecânicas, a fim de comparar os resultados de cada modelo numérico.

Para o corpo de prova P2, que segundo [8], é permitido que haja expansão térmica e a carga se mantém constante e igual a 27% da carga máxima obtida pelo teste à temperatura ambiente do ensaio realizado na parede pequena (P1).

Para o corpo de prova P4, é aplicada a mesma condição do corpo de prova P2, contudo a carga corresponde a 85% da carga máxima.

Sendo assim o modelo numérico P2 receberá 26.7 kN em cada montante e P4 receberá 84 kN em cada montante. Essas cargas permanecem de forma constante enquanto é aplicado o campo de

temperatura obtida pela simulação térmica. O objetivo desta simulação é obter a temperatura crítica de colapso de cada modelo numérico e o seu tempo de resistência.

As Figuras 31 e 32, mostram o deslocamento no eixo Z, significando que a camada de gesso cartonado utilizada como isolante, não possui rigidez suficiente para impedir a deformação axial para fora do plano XY, assim como em [25]. Esta imagem representa o deslocamento perpendicular ao plano da parede para o instante de tempo 65 minutos para o modelo numérico P2 e 35 minutos para o modelo numérico P4.

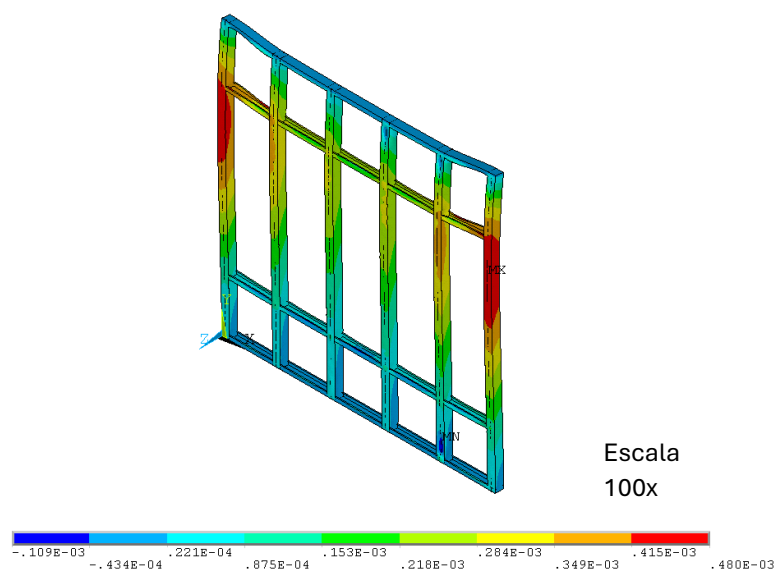


Figura 31 Deformações no eixo Z, modelo numérico P2 em metros aos 65 minutos

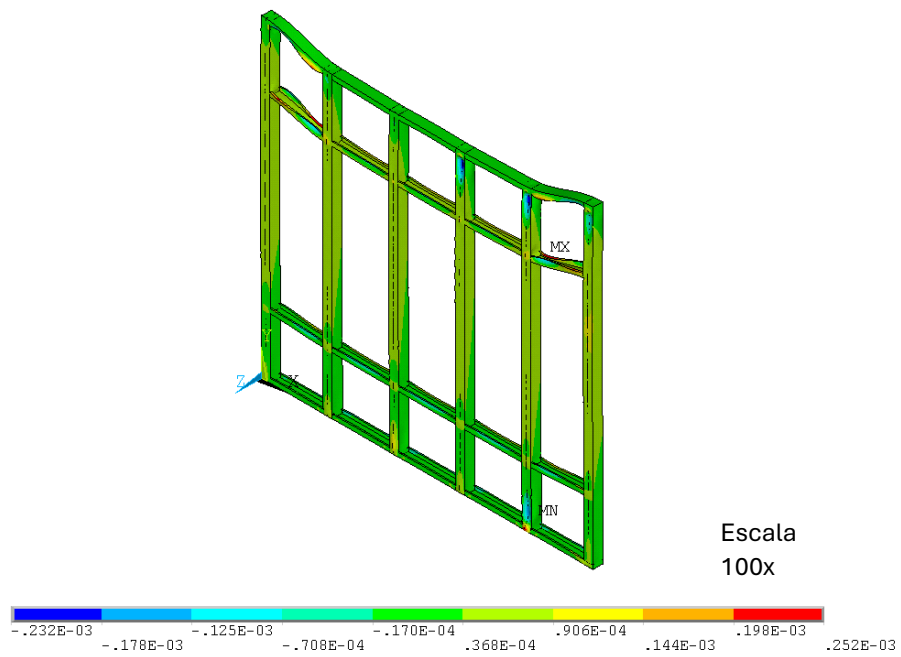


Figura 32 Deformações no eixo Z, modelo numérico P4 em metros aos 35 minutos.

Em ambas as Figuras é possível identificar que o maior foco da deformação é a altura aproximada de 2500 mm. Segundo Chen [8], quanto maior a altura maior a incidência do fogo sobre a parede, ao verificar em comparativo com as deformidades dos corpos de prova P2 e P4 é possível ver modos de deformação similares.



Figura 33 Corpo de prova P2 após experimento, modificado [8].

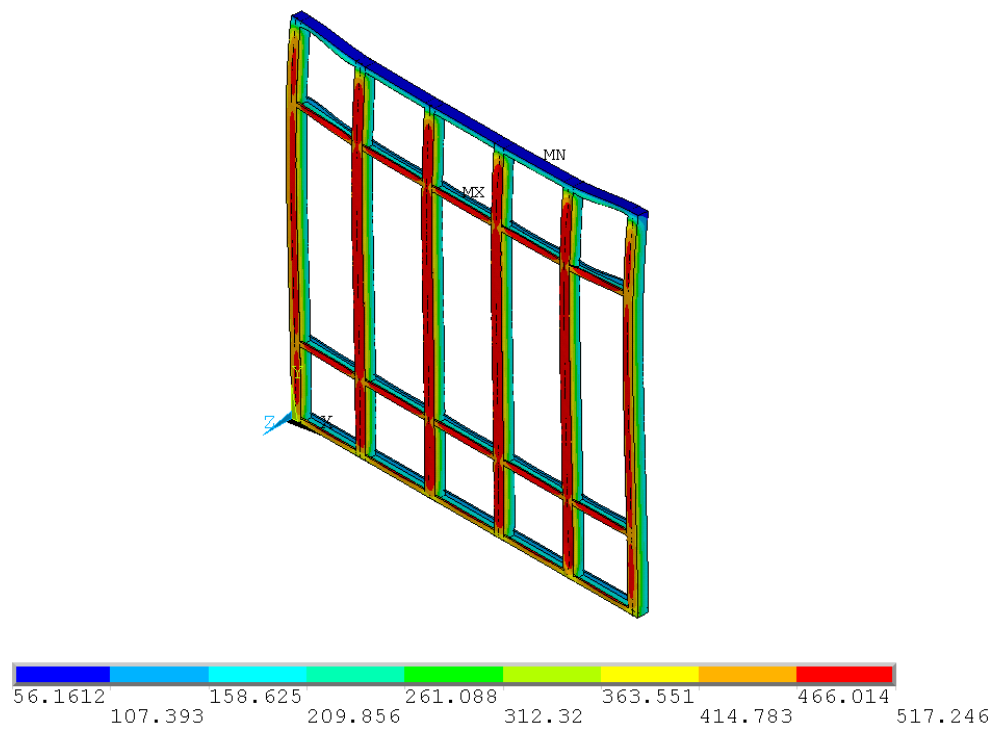


Figura 34 Campo de temperaturas em °C, modelo numérico P2, (instante 65 min).

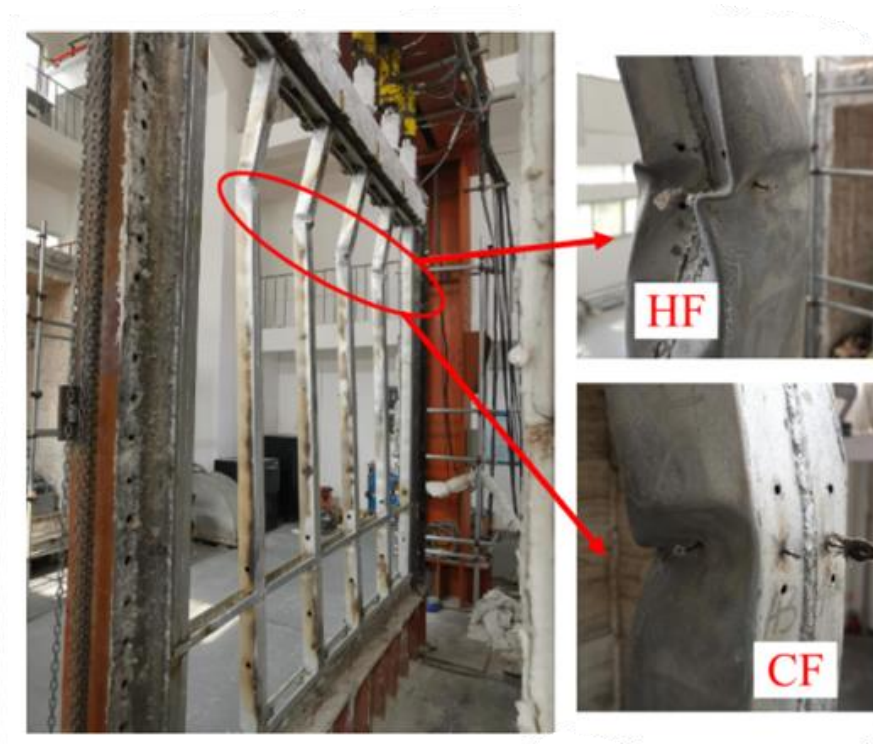


Figura 35 Deformações no corpo de prova P2 teste experimental [8].

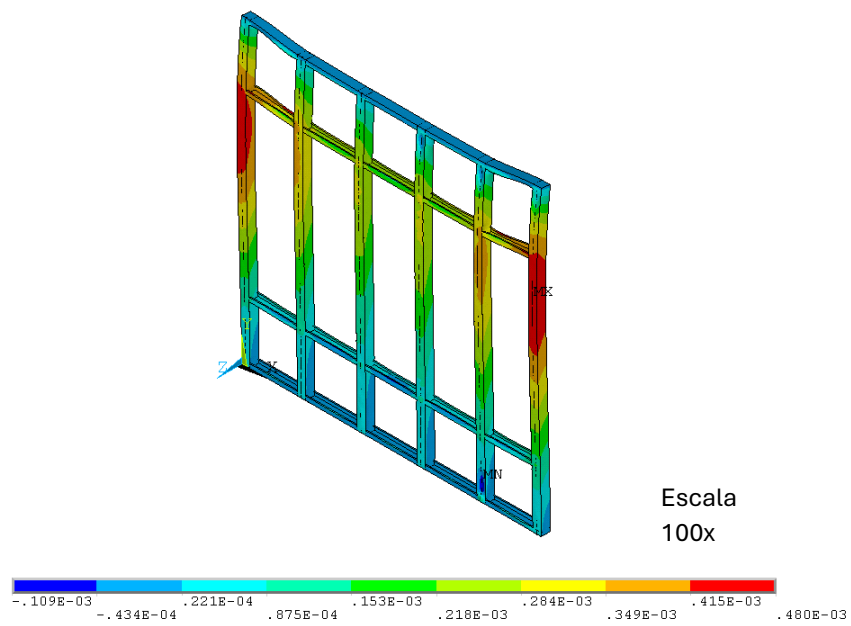


Figura 36 Deformações em metros no eixo Y, modelo numérico P2 (instante 65 min).

Analisando as Figuras 35 e 36, nota-se uma semelhança na deformação assim como comparando as Figuras 33 e 34, os gradientes de temperatura e o estado do corpo de prova P2 comprovam a teoria de Chen [8], sobre o comportamento do fogo.

O mesmo módulo de falha ocorre em P4, ilustrado pelas Figuras 37 e 38.

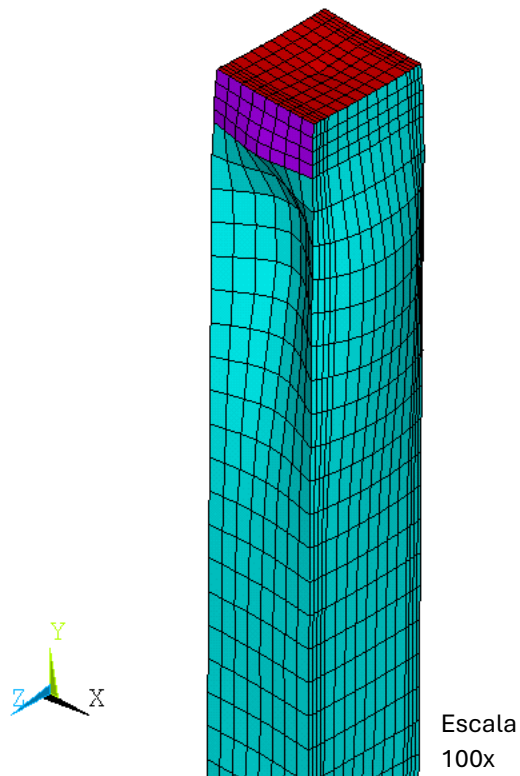


Figura 37 Deformações modelo numérico P4. (instante 35 min).

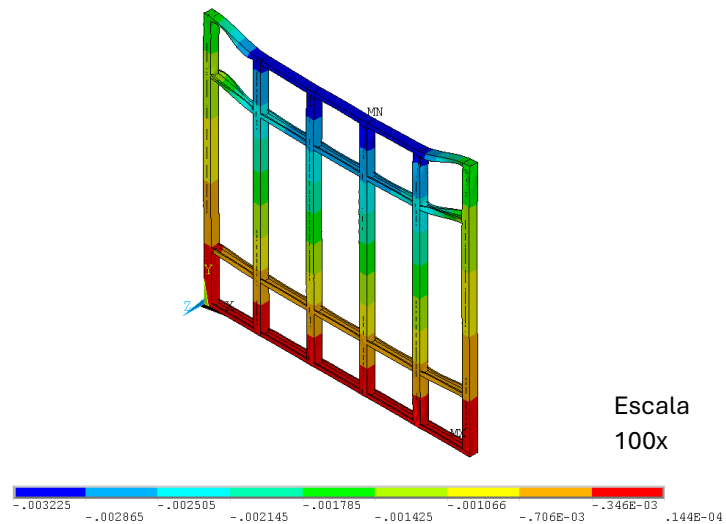


Figura 38 Deformações em metros para o eixo Y, modelo numérico P4 (instante 35 min).

Apesar de ser o mesmo módulo de falha do modelo numérico P2, o modelo numérico P4 que suportava 85% da carga máxima a temperatura ambiente, obteve um tempo menor de resistência e

uma temperatura de falha também menor, como esperado. Ao compararmos os resultados de temperatura dos modelos numéricos P2 e P4 é nítida a diferença de temperaturas máximas atuantes sobre os corpos.

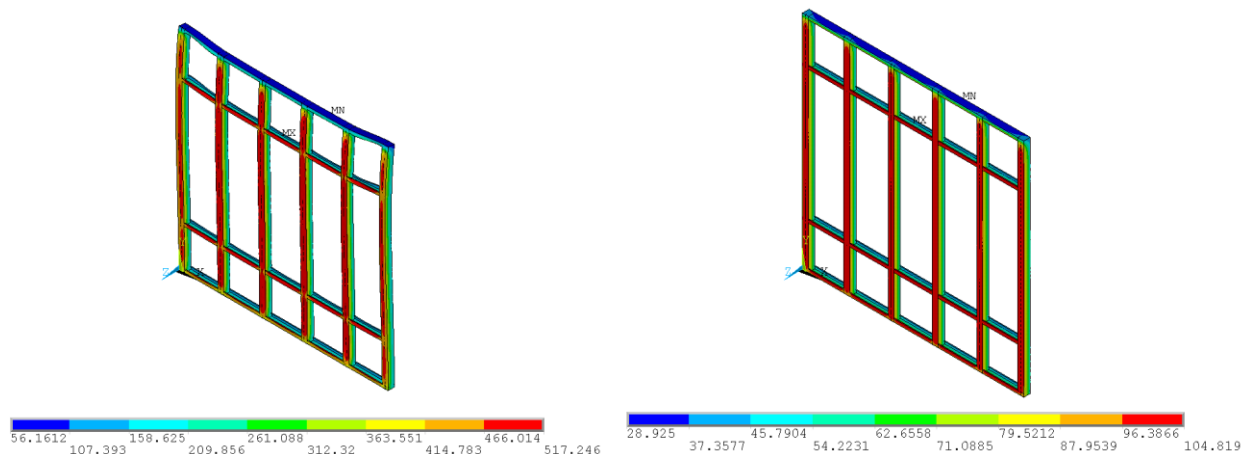


Figura 39 Comparativo do campo de temperaturas em °C no momento da falha estrutural entre os modelos numéricos P2 e P4 respectivamente.

Os gráficos de deslocamentos para fora do plano mostram uma diferença entre as deformações do corpo de prova e o modelo numérico.

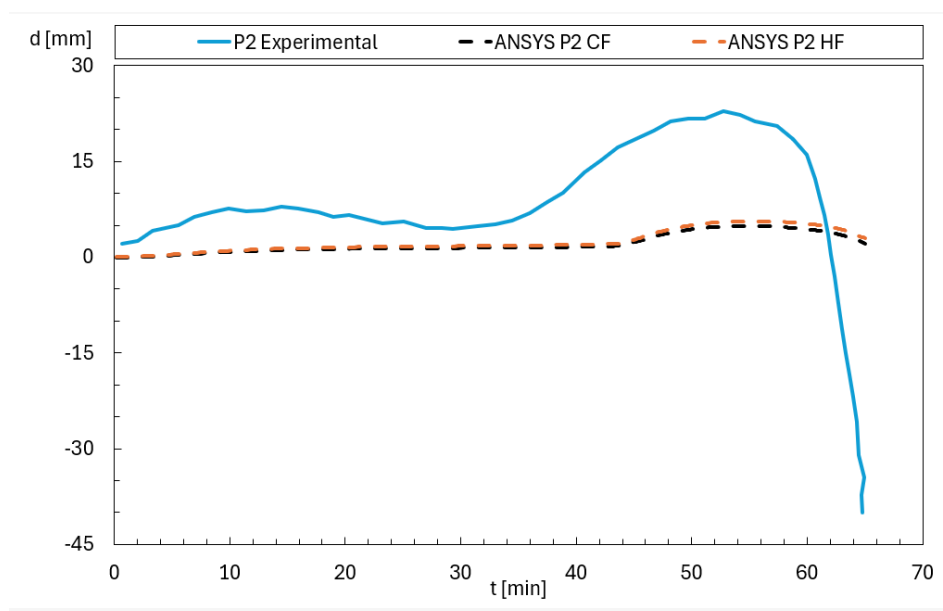


Figura 40 Comparativo de deslocamentos para P2, deformações perpendiculares ao plano (eixo Z).

A principal diferença entre os deslocamentos vistos para P2, se devem a queda da parede B1 no experimento em laboratório.

Por outro lado, devido a uniformidade do teste em P4, o gráfico de deslocamentos para fora do plano se mostra mais próximo ao experimental, apresentado pela Figura 41.

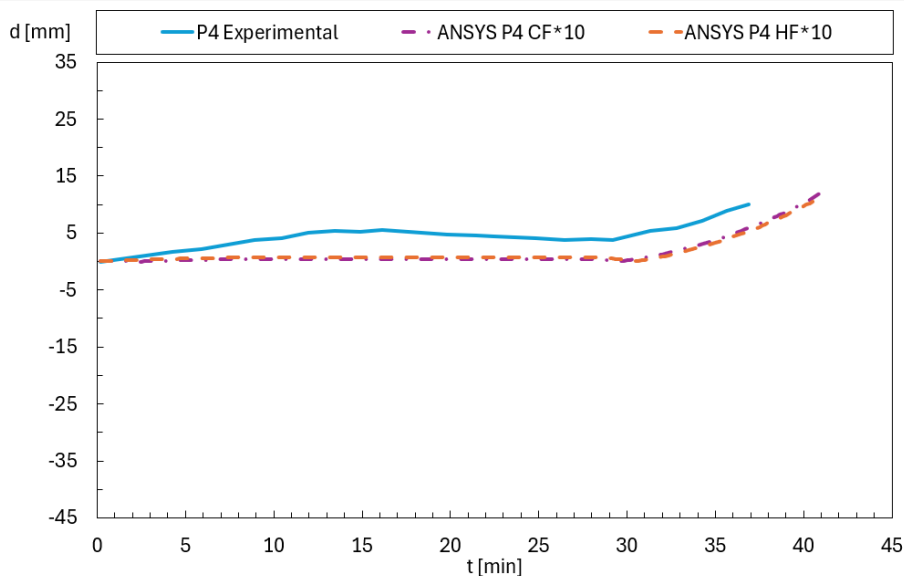


Figura 41 Comparativo de deslocamentos para P4, deformações perpendiculares ao plano (eixo Z).

Para o teste termomecânico a carga aplicada foi constante, já no teste experimental conduzido por Chen [8], a força de aplicação teve comportamento semelhante, mas vindo a diminuir no instante de colapso da estrutura.

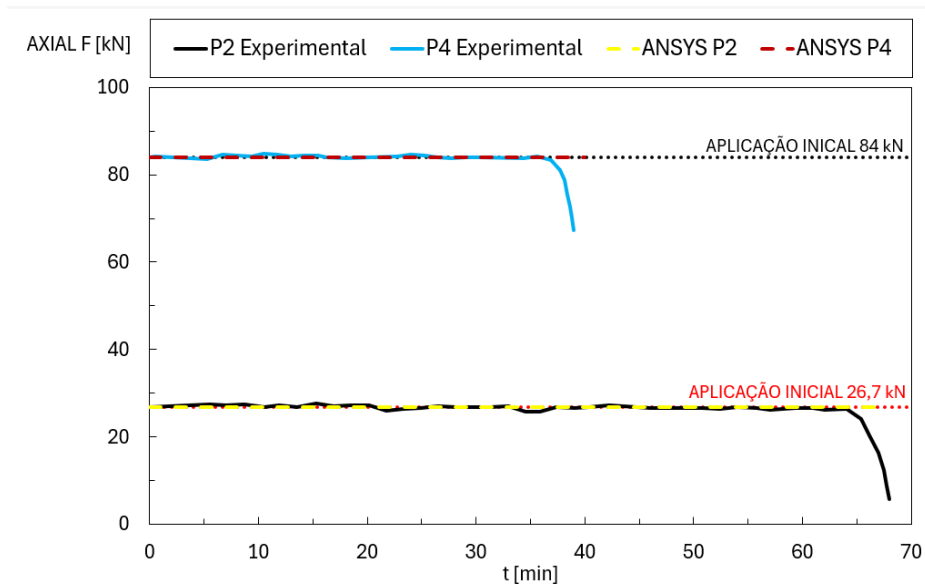


Figura 42 Aplicação da força em teste termomecânico.

As Figuras 43 e 44, ilustram o estresse equivalente de Von Mises dos elementos P2 e P4, respectivamente.

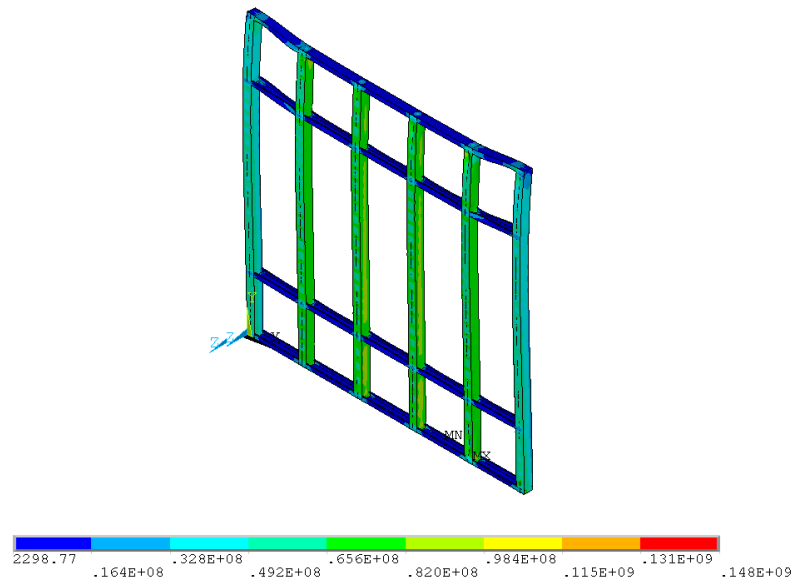


Figura 43 Tensão equivalente de Von Mises aplicado no elemento P2 (instante 65 min).

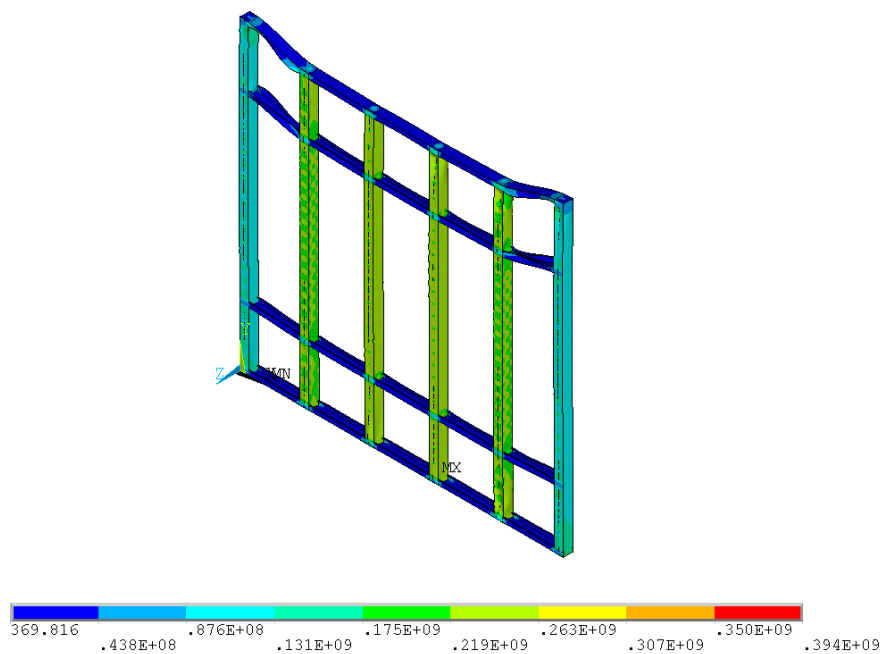


Figura 44 Tensão equivalente de Von Mises aplicado no elemento P4 (instante 35 min).

6. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Ao todo nesta dissertação foram feitos inúmeros testes numéricos, os quais se feitos em laboratório teriam um elevado custo de material, mão de obra, energia e tempo. Por esse motivo parte do objetivo desta dissertação é evidenciar com comparações a veracidade e a importância do estudo numérico em paredes de LSF.

Utilizando como métrica os experimentos de Chen [8], e atribuindo metodologias como de Schafer [10], Ramberg-Osgood, e Newton-Raphson, além de uma fundamentação teórica de pesquisadores como piloto [11] [15], Tao [26], Gardner [21], entre outros. Esta dissertação chegou a resultados satisfatórios.

Em comparações experimentais e numéricas, foram encontrados erros relativamente baixos, excluindo os erros devido a fenômenos (falhas) nos testes experimentais, como apresentado no corpo de prova P2 que aos 35 min de experimento sofreu uma queda da parede de gesso B1, desencadeando um aumento de temperaturas e conseqüentemente a falha da estrutura precoce.

Segundo a Tabela 5.1 e 5.2 a geometria e o método numérico obtiveram resultados próximos das temperaturas atingidas nos testes experimentais. Foram encontrados erros abaixo do limite indicado pelo cálculo do RMSE de limite de 100 °C. Além que de acordo com a tabela 5.2 e 5.3 os erros em relação a temperatura em diferentes alturas do montante também se mostraram próximas e abaixo do limite estipulado pelo RMSE.

Comparando as deformações dos corpos juntamente com a temperatura de falha, verifica-se que para o modelo numérico P2 que possuía 26,7 kN de carregamento, apesar dos acontecimentos de perda de camada protetora no teste experimental, as deformidades foram similares e próximas, cuja temperatura crítica foi de 517 °C no instante de colapso de 65 minutos.

Para o modelo numérico P4 cuja carga de carregamento equivalida a 85% da carga máxima ou seja 84 kN, obteve-se uma temperatura crítica de 104 °C no instante de colapso de 35 min.

Ambos os modos de falha são dados por instabilidade local.

6.1 PROPOSTAS DE ESTUDOS FUTUROS

Estudos paramétricos realizados por Chen et al. [8], fizeram uso de geometrias similares a transcorrida nesta dissertação, contudo um diferencial é a existência de uma cavidade de 10 cm de

ar entre as camadas de gesso e o isolante térmico, fazendo com que as temperaturas sejam passadas por convecção e radiação ao em vez de condução.

Outro estudo interessante apresentado por ele é a utilização de perfis abertos com preenchimento total da cavidade com isolante térmico em comparação com perfis sem isolamento em sua cavidade.

Autores como, Piloto [27], Ariyanayagam et al. [25], conduziram diversas simulações com diferentes matérias de isolamento, além de estudar a influência do uso de isolamento. Também foram averiguados modelos com diferentes tipos de aço.

Tao et al. [9], utiliza de diferentes seções, fechadas e abertas de perfis C e U, buscando melhor eficiência de paredes em LSF, além de investigar diferentes tipos de composições mistas de estruturas.

Diferentes testes são desenvolvidos com perfis C, fechados e abertos, compilando na sua maioria em melhores resultados apresentados em perfis fechados ociosos, sem isolamento em seu interior, trabalhos realizados como [1], indicam a melhora significativa na resistência a carregamento de paredes LSF em situação de incêndio, contudo mais experimentos práticos e simulações numéricas precisam ser feitas para elaborar uma hipótese desses fenômenos citados por [1].

7. CONCLUSÕES

É notável o crescimento de construções em estruturas metálicas, uma vez que o aço vem sendo cada dia mais presente na construção de casas de alto padrão, edifícios e arranha-céus, junto a isso vem a preocupação com a segurança, que fazem da estrutura metálica um porto seguro para construtores e designers.

Com isso, estudiosos e pesquisadores buscam maneiras mais baratas e confiáveis de testar novos tipos de perfis, composições e modelos de estruturas, a fim de garantir o crescimento do ramo na construção civil e assegurar o bem-estar de todos.

Uma dessas estruturas é o LSF, que por muitos anos é estudado a fundo, para isso métodos CAE/CAD surgem como boas escolhas para simulações próximas do real, garantindo a integridade das simulações e barateando as pesquisas nesta área.

Esta dissertação fez uso de softwares para comparar resultados experimentais aos numéricos, com o objetivo de comprovar a veracidade e a proximidade que essas simulações podem chegar de um teste em laboratório.

Os resultados obtidos se mostraram próximos aos reais, de maneira satisfatória com módulos de falha, cargas e temperaturas esperadas e ressalvas devidamente detalhas.

Por fim o objetivo foi cumprido, o modelo numérico pode representar de maneira rápida e barata, os experimentos caros e complexos, feitos em laboratório, sem riscos de falha mecânica ou humana. Assegurando previsões confiáveis para o futuro da construção de paredes portantes LSF.

REFERÊNCIAS

1. A. V Devens. " Fire resistance of load-bearing lsf walls: critical temperature". Dissertação (Mestrado em Engenharia Industrial) - Instituto Politécnico de Bragança. 2023.
2. S. P. Ngian, L T Thong, Tahir MM, Saggaff A. "Structural performance of cold-formed wall frame under combined gravity and lateral loading". Em: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Institute of Physics Publishing; 2019.
3. R. M. Lawson, "Modular construction using light steel framing: an architect's guide". Steel Construction Institute, Livro (The Steel Construction Institute). 1999.
4. Steel framing Industry Association. "The History of Cold-Formed Steel" [Internet]. [citado 4 de setembro de 2024]. Disponível em: <https://sfia.memberclicks.net/history>
5. American Institute of Steel Construction. "Ten Reasons to Use Structural Steel" [Internet]. [citado 4 de setembro de 2024]. Disponível em: <https://www.aisc.org/why-steel/ten-reasons-to-use-structural-steel/>
6. V. P Silva. "Resistência ao fogo das estruturas de aço". 2005; Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/267331407>
7. CEN, 13501-2: "Fire classification of construction products and building elements". Brussels: Comité Européen de Normalisation, 2010.
8. W Chen , K Liu, J Ye, J Jiang. "Fire performance of gypsum-sheathed cold-formed steel walls with rectangular section studs". J Constr Steel Res. 1º de novembro de 2023;210.
9. Y. Tao, M. Mahendran, and A. Ariyanayagam, "Numerical study of LSF walls made of cold formed steel hollow section studs in fire". Thin-Walled Structures, vol. 167, Oct. 2021, doi: 10.1016/j.tws.2021.108181.
10. B. W. Schafer and T. Peköz, "Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses". J Constr Steel Res, vol. 47, pp. 193–210, 1998.
11. P. A. G. Piloto, M. S. Khetata, A. B. Ramos Gavilán. "Fire performance of non-loadbearing light steel framing walls – numerical simulation". 7th International Conference on Mechanics and Materials in Design (M2D2017). 2017.
12. L. Gardner, X. Yun. "Description of stress-strain curves for cold-formed steels". Constr Build Mater. 20 de novembro de 2018.
13. M. Rokilan, M. Mahendran. "Elevated temperature mechanical properties of cold-rolled steel sheets and cold-formed steel sections". J Constr Steel Res. 1º de abril de 2020.
14. M. H. Alves, G. Constantini, A. Ianni, E. F. A .Kimura, A. Meda, P. A. G. Piloto. "Fire performance of non-load-bearing double-stud light steel frame walls: Experimental tests, numerical simulation, and simplified method". Fire Mater. 1º de janeiro de 2022.
15. P. A. G. Piloto, M.S. Khetata, A. B. Ramos-Gavilán. "Analysis of the critical temperature on load bearing LSF walls under fire". Eng Struct. 1º de novembro de 2022.

16. ISO, ISO 834-1 "Fire-resistance tests-Elements of building construction-Part 1: General requirements Essai de résistance au feu-Éléments de construction". Brussels: International Organization for Standardization, 1999.
17. CEN, 'Eurocode 1: Actions on structures -Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire', Brussels, 2002.
18. CEN, EN 1993-1-2: Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. Brussels: Comité Européen de Normalisation, 2005.
19. W. Chen, K. Liu, J. Ye, J Jiang, C. Xu, L. Jin, et al. "High-temperature steady-state experiments on G550 cold-formed steel during heating and cooling stages". *Thin-Walled Structures*. 1º de junho de 2020.
20. P. Arasaratnam, K. S. Sivakumaran, M.J. Tait. "True Stress-True Strain Models for Structural Steel Elements". *ISRN Civil Engineering*. 17 de agosto de 2011.
21. L. Gardner, X. Yun. "Description of stress-strain curves for cold-formed steels". *Constr Build Mater*. 20 de novembro de 2018.
22. Ansys, 'SHELL181'.
https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans_help_v182/ans_elem/Hlp_E_SHELL181.html
(accessed Agu. 04, 2024).
23. Ansys, 'SOLID70'.
https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans_help_v182/ans_elem/Hlp_E_SOLID70.html
(accessed Agu. 04, 2024).
24. CEN, EN 1363-1: "Fire resistance test - Part 1: General requirements". Brussels: Comité Européen de Normalisation, 2020.
25. A. D. Ariyanayagam, M. Mahendran."Numerical modelling of load bearing light gauge steel frame wall systems exposed to realistic design fires". *Thin-Walled Structures*. 2014.
26. Y. Tao, M. Mahendran, A. Ariyanayagam. "Fire tests of cold-formed steel walls made of hollow section studs. *J Constr Steel Res*". 1º de março de 2021.
27. P. A. G. Piloto, M.S. Khetata, A.B. Ramos-Gavilán. "Critical Temperature of Load Bearing LSF Walls Under Fire". 2022; Disponível em: <https://doi.org/10.1002/cepa>.