UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA POLITÉCNICA

ARTHUR HORTÊNCIO MANIERI

Sobre a fluência dos aços estruturais em situação de incêndio

São Paulo
2021

ARTHUR HORTÊNCIO MANIERI

Sobre a fluência dos aços estruturais em situação de incêndio

Versão corrigida

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do título
de Mestre em Ciências

Área de concentração: Engenharia de Estruturas

Orientador: Prof. Dr. Valdir Pignatta e Silva

São Paulo

2021

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 24 de maio de 2021

Assinatura do autor: Arthur Hortêncio Manieri

Assinatura do orientador: [assinatura]

Catálogo-na-publicação

Manieri, Arthur Hortêncio

Sobre a fluência dos aços estruturais em situação de incêndio / A. H.

Manieri -- versão corr. -- São Paulo, 2021.

190 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica.

1.Estruturas de aço 2.Incêndio 3.Fluência 4.Análise termestrutural
I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica II.t.

Nome: MANIERI, Arthur Hortêncio

Título: Sobre a fluência dos aços estruturais em situação de incêndio

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Ciências

Aprovado em: 20 de abril de 2021

Banca Examinadora

Prof. Dr. Valdir Pignatta e Silva

Instituição: Universidade de São Paulo

Julgamento: Aprovado

Prof. Dr. Jorge Munaier Neto

Instituição: Universidade de São Paulo

Julgamento: Aprovado

Prof. Dr.: Ricardo Hallal Fakury

Instituição: Universidade Federal de Minas Gerais

Julgamento: Aprovado

A todos que perderam a vida em virtude do incêndio

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador Professor Doutor Valdir Pignatta e Silva, pelo aprendizado, suporte, paciência e por acreditar que eu fosse capaz de desenvolver e finalizar este trabalho após tantas dificuldades que apareceram no caminho.

Aos colegas Igor Pierin e Fernando Toni pelos ensinamentos no ANSYS.

Aos meus pais, Eduardo e Josely, pelo incondicional apoio, amor, incentivo, e por sempre terem priorizado a minha educação desde pequeno, movendo montanhas mesmo nos tempos mais difíceis. Sem o amparo deles, não estaria aqui. A eles, expresso minha eterna gratidão.

Ao meu irmão, Augusto, que sempre me encorajou e depositou fé em minha caminhada.

Ao meu amor e companheira, Raissa, por enfrentar ao meu lado os momentos de alegria e desânimo, e por sempre ter me apoiado e motivado ao longo de todo o Mestrado. Sou eternamente grato.

RESUMO

MANIERI, Arthur Hortêncio. **Sobre a fluência dos aços estruturais em situação de incêndio**. 2021. 188 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Brasil.

O dimensionamento de estruturas de aço à temperatura ambiente não precisa levar em conta os efeitos da fluência. Isso é devido ao pouco ou nenhum efeito sobre o desempenho das estruturas de aço nessas condições. No entanto, sob condições de incêndio, deformações por fluência podem ser severas à medida que a temperatura exceda 30% a 40% do ponto de fusão do material. A magnitude das deformações por fluência é fortemente influenciada pela temperatura, tensão e tempo. A literatura disponível sobre o desempenho de vigas de aço, biengastadas ou biapoçadas, em situação de incêndio, não aborda explicitamente as deformações por fluência durante os períodos de aquecimento e resfriamento do aço. Nesta Dissertação de Mestrado, o efeito das deformações por fluência em elementos de aço é investigado por meio de um extenso estudo sobre os modelos de fluência disponíveis, um Estado da Arte que aborda os últimos 100 anos de pesquisa sobre a fluência no aço e nos metais, e uma modelagem computacional de uma estrutura simples de aço estrutural, realizada com o auxílio da ferramenta computacional ANSYS. Na modelagem computacional, propriedades mecânicas do aço ASTM A572 Grau 50, dadas pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e Poh (2001), são comparadas e aplicadas junto a um modelo de fluência proposto por Zienkiewicz e Corneau (1974), com base no “*implicit time-hardening*”, fornecido pelo ANSYS. O modelo de elementos finitos é avaliado em regimes de aquecimentos de temperatura constante e variável, considerando a curva-padrão ISO-834 (2014) e curvas temperatura-tempo de incêndio natural ou compartimentado, segundo Li e Guo (2008) e Eurocode 1 parte 1-2 (2002). Concluiu-se que o modelo material do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) não atinge um resultado representativo quando se considera a curva temperatura-tempo de incêndio natural. As deformações por fluência atingem um valor limite brevemente após o aço atingir a temperatura máxima quando exposto a um incêndio natural compartimentado, diferentemente do que ocorre com a aplicação da curva-padrão ISO-834 (2014), viabilizando então o uso do aço em situação de incêndio. E, o grau de ventilação, carga de incêndio, fator de massividade e o tipo de revestimento contra

fogo impactam no comportamento da curva de fluência, demonstrando que a variável da temperatura é mais influente na fluência do que as variáveis do tempo e tensão.

Palavras-chave: Estruturas de aço. Incêndio. Fluência. Análise termestrutural.

ABSTRACT

MANIERI, Arthur Hortêncio. **About the creep of structural steels under fire conditions.** 2021. 188 p. Dissertation (Master in Structural Engineering) – Polytechnic School of the University of São Paulo, Brazil.

The design of steel structures at room temperature does not need to take creep effects into account. This is due to the little to none effect over steel structures performance under this condition. Nevertheless, under fire conditions, creep strains can be severe as the temperature surpasses 30% to 40% of the material melting point. The extent of creep strains is strongly influenced by temperature, stress and time. The available published writings regarding the performance of end restrained or simple supported steel beams, under fire conditions, do not explicitly evaluate creep strains during the heating and cooling phases of steel. In this Masters' Dissertation, the effect of creep deformations on steel elements is investigated through an extensive study on the available creep models, a State of the Art that addresses the last 100 years of research on creep in steel and metals, and a computational modeling of a simple structural steel structure, performed with the aid of the computational tool ANSYS. In the computational modeling, mechanical properties of ASTM A572 Grade 50 steel, given by Eurocode 3 part 1-2 (2005) and Poh (2001), are compared and applied along with a creep model proposed by Zienkiewicz and Corneau (1974), based on the implicit time-hardening, provided by ANSYS. The finite element model is evaluated for constant and varying heating regimes, considering the standard curve ISO-834 (2014) and the temperature-time curves of natural or compartment fires, according to Li and Guo (2008) and Eurocode 1 part 1-2 (2002). It was concluded that the Eurocode 3 part 1-2 (2005) material model does not reach a true outcome when the temperature-time curve of the natural fire is considered. The creep strains come up to a limit value shortly after the steel reaches the maximum temperature when exposed to a natural or compartment fire, differently of what occurs with the application of the ISO-834 (2014) standard curve, thus making it viable to use steel in fire conditions. Notwithstanding, the opening factor, fire load, section factor and fire insulation impact the behavior of the creep curve, showing that the temperature have more influence in creep than time and stress.

Keywords: Steel structures. Fire. Creep. Thermo-structural analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Campo de temperaturas em um perfil I de aço exposto à incidência de calor pelo lado direito.....	6
Figura 2 – Campo de temperaturas na seção transversal de um perfil I exposto à incidência de calor pelo lado direito	6
Figura 3 – Campo de temperaturas em um perfil I exposto à incidência de calor pela parte inferior	7
Figura 4 – Campo de temperaturas na seção transversal de um perfil I exposto à incidência de calor pela parte inferior.....	7
Figura 5 – Condutividade térmica do aço (ABNT NBR 14323:2013).....	8
Figura 6 – Calor específico do aço (ABNT NBR 14323:2013)	8
Figura 7 – Fatores de redução para o aço em função da temperatura (ABNT NBR 14323:2013)	10
Figura 8 – Diagramas tensão-deformação para o aço ASTM A572 Gr 50 de diferentes temperaturas segundo o modelo preconizado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005)	13
Figura 9 – Curva tensão-deformação proposta por Poh com representação gráfica dos parâmetros β_i (adaptado de POH, 2001).....	15
Figura 10 – Módulo de elasticidade para diferentes temperaturas segundo o modelo proposto por Poh (2001).....	16
Figura 11 – Diagramas tensão-deformação para o aço ASTM A572 Gr 50 em diferentes temperaturas segundo o modelo proposto por Poh (2001).....	17
Figura 12 – Dilatação térmica do aço carbono em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005)	18
Figura 13 – Curva de fluência do concreto à temperatura ambiente (SILVA e MANIERI, 2019)	19
Figura 14 – Curva de fluência do aço à alta temperatura (SILVA e MANIERI, 2019).....	20
Figura 15 – Curva de fluência $\varepsilon_f \times t$ para tensão e temperatura constantes (WILLIAMS-LEIR, 1983).....	25
Figura 16 – Curvas de fluência $\varepsilon_f \times t$ para tensão e temperatura variáveis (adaptado de SILVA, 1997).....	26
Figura 17 – Comparação entre os resultados dos ensaios transiente (linha tracejada) e estacionário (linha cheia) de 200 °C até 800 °C (SCHNEIDER e LANGE, 2011)	29

Figura 18 – Diagramas tensão-deformação para diferentes taxas de aquecimento (SCHNEIDER e LANGE, 2011)	30
Figura 19 – Fluência para a variação de temperatura ou tensão utilizando a formulação de encruamento do aço no tempo (adaptado de HANTOUCHE, KHATIB e MOROVAT, 2018)	38
Figura 20 – Solução gráfica para o método de encruamento no tempo para uma tensão variável no tempo (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)	39
Figura 21 – Fluência para a variação de temperatura ou tensão utilizando a formulação de encruamento do aço pela deformação (adaptado de HANTOUCHE, KHATIB e MOROVAT, 2018).....	41
Figura 22 – Solução gráfica para o método de encruamento por deformação para uma tensão variável no tempo (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)	42
Figura 23 – Solução gráfica para a teoria combinada para uma tensão variável no tempo (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)	45
Figura 24 – Solução gráfica para a teoria da deformação total para uma tensão variável no tempo (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)	46
Figura 25 – Modelo elastoplástico de Prandtl-Reuss (PIMENTA, 2008).....	47
Figura 26 – Ensaio do modelo elastoplástico (PIMENTA, 2008).....	48
Figura 27 – Modelo viscoelástico considerando a fluência para os metais a altas temperaturas (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995 e BRNIC <i>et al</i> , 2009)	49
Figura 28 – Componentes da deformação por fluência segundo o modelo unidimensional proposto por Marin e Pao (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)	50
Figura 29 – Comparação de resultados dos ensaios e modelagem numérica para 400 °C e tensão constante de 7,75 kN (BRNIC, TURKALJ, <i>et al.</i> , 2009).....	51
Figura 30 – Temperatura dos gases em indústrias ao longo do tempo (adaptado de ODQVIST, 1980).....	54
Figura 31 – Dispositivo de ensaio para tensões constantes (adaptado de ANDRADE, 1910).	56
Figura 32 –Alongamento em função do tempo para carregamento ou tensão constante (adaptado de ANDRADE, 1910)	57
Figura 33 – Alongamento (%) em função do tempo (h) para temperatura de 649 °C (adaptado de NORTON, 1929)	59
Figura 34 – Tensão em função da taxa de deformação por fluência à uma temperatura de 537,8 °C (adaptado de NORTON, 1929)	60

Figura 35 – Tensão (lbs/pol ²) em função da temperatura (°F) no ensaio com duração de 100.000 h com alongamento máximo de 1% (adaptado de NORTON, 1929).....	61
Figura 36 – Curvas de fluência à uma temperatura de 900 °C e a tensões constantes diferentes (adaptado de RICHMOND, 1934)	63
Figura 37 – Taxa de deformação mínima de fluência em função da tensão aplicada e a temperaturas constantes diferentes (adaptado de RICHMOND, 1934)	63
Figura 38 – Taxa de deformação mínima de fluência em função da temperatura e a tensões constantes (adaptado de RICHMOND, 1934).....	64
Figura 39 – Concepção tridimensional do comportamento dos metais a altas temperaturas (adaptado de SMITH, 1935).....	65
Figura 40 – Correlação entre ensaios de tração e de fluência para a liga Al-Mg com T = 400 K (adaptado de SHERBY e DORN, 1952)	67
Figura 41 – Correlação entre ensaios de tração e de fluência para alumínio puro (adaptado de SHERBY e DORN, 1952).....	67
Figura 42 – Correlação entre ensaio de fluência e modelo analítico levando em consideração o tempo compensado pela temperatura (adaptado de SHERBY, ORR e DORN, 1953)	69
Figura 43 – Curvas de fluência do ensaio e do modelo analítico para ensaios transientes (temperatura variável com o tempo) e tensão constante (adaptado de SHERBY, ORR e DORN, 1953).....	70
Figura 44 – Curva de fluência $\epsilon_f \times \tau$ para tensão constante (SILVA e MANIERI, 2019).....	71
Figura 45 – Correlação entre a energia de ativação de fluência e energia de ativação da auto difusão (adaptado de SHERBY, ORR e DORN, 1953)	72
Figura 46 – Correlação da energia de ativação da fluência e a temperatura de fusão do metal (adaptado de SHERBY, ORR e DORN, 1953)	72
Figura 47 – Deformação em função do tempo compensado pela temperatura (adaptado de HARMATHY, 1967).....	73
Figura 48 – Comparação entre os modelos experimental, computacional e analítico (KODUR e DWAIKAT, 2010).....	76
Figura 49 – Curvas de fluência para o aço ASTM A36 a uma temperatura de 482 °C (SKOWRONSKI, 2001).....	78
Figura 50 – Taxa de deformação a baixas taxas de aquecimento sob uma tensão constante de 150 MPa (SKOWRONSKI, 2001)	79
Figura 51 – Taxa de deformação a baixas taxas de aquecimento sob tensão variável $d\sigma/dt = 0,0167$ MPa/s (SKOWRONSKI, 2001).....	79

Figura 52 – Taxa de deformação a altas taxas de aquecimento sob uma tensão constante de 150 MPa (SKOWRONSKI, 2001)	79
Figura 53 – Taxa de deformação a altas taxas de aquecimento sob uma tensão variável $d\sigma/dt = 0,0833$ MPa/s (SKOWRONSKI, 2001).....	79
Figura 54 – Deformações durante fluência do aço ASTM A36 aquecido a uma taxa de 4 °C/min (SKOWRONSKI, 2001).....	80
Figura 55 – Deformações durante fluência do aço ASTM A36 aquecido a uma taxa de 50 °C/min (SKOWRONSKI, 2001)	80
Figura 56 – Diagrama $\varepsilon \times t$ para temperaturas e tensão constantes segundo Skowronski (SILVA e MANIERI, 2019).....	82
Figura 57 – Diagrama $d\varepsilon/dt \times \theta$ conforme Lie e Skowronski (SILVA e MANIERI, 2019)	83
Figura 58 – Diagrama $\tau \times t$ para temperatura variável conforme curva-padrão ISO - 834 (SILVA e MANIERI, 2019)	84
Figura 59 – Diagrama $\varepsilon_f \times t$ para temperatura variável conforme curva-padrão ISO-834 (SILVA e MANIERI, 2019)	85
Figura 60 – Diagrama $\varepsilon_f \times \theta$ para temperatura variável conforme curva-padrão ISO-834 (SILVA e MANIERI, 2019).....	85
Figura 61 – Diagrama $\tau \times t$ para temperatura variável conforme incêndio natural (SILVA e MANIERI, 2019).....	86
Figura 62 – Curva temperatura-tempo dos gases e da seção transversal do aço (adaptado de SILVA, 1997)	87
Figura 63 – Parâmetros na curva de fluência para formulação do equacionamento (adaptado de POH, 1998).....	89
Figura 64 – Exemplo de resultados experimentais e teóricos para o aço a 400 °C e tensão de 10% da resistência ao escoamento (adaptado de POH, 1998).....	90
Figura 65 – Exemplo de resultados experimentais e teóricos para o aço a 550 °C e tensão de 40% da resistência ao escoamento (adaptado de POH, 1998).....	90
Figura 66 – Exemplo de resultados experimentais e teóricos para o aço a 650 °C e tensão de 20% da resistência ao escoamento (adaptado de POH, 1998).....	91
Figura 67 – Resistência à tração em função da temperatura para o aço a diferentes taxas de temperatura (ANDERBERG, 1988)	92
Figura 68 – Taxa de aquecimento de 5 °C/min a 50% da resistência ao escoamento (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006)	93

Figura 69 – Taxa de aquecimento de 5 °C/min a 80% da resistência ao escoamento (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006)	93
Figura 70 – Taxa de aquecimento de 50 °C/min a 50% de resistência ao escoamento (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006)	93
Figura 71 – Taxa de aquecimento de 50 °C/min a 80% da resistência ao escoamento (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006)	93
Figura 72 – Temperatura dos gases e temperatura no aço em função da curva temperatura-tempo de um incêndio natural (KODUR e DWAIKAT, 2010).....	95
Figura 73 – Flechas no meio vão de vigas, comparando modelos analíticos e ensaios experimentais juntamente com o modelo sem considerar a fluência (KODUR e DWAIKAT, 2010).....	95
Figura 74 – Esforços normais internos solicitantes, comparando modelos analíticos e ensaios experimentais juntamente com o modelo sem considerar a fluência (KODUR e DWAIKAT, 2010).....	96
Figura 75 – Modificação da curva tensão-deformação pela fluência implícita: (a) tensões ao longo de uma viga exposta à alta temperatura; (b) cálculo analítico das deformações por fluência (modelo de Harmathy); (c) modificação da curva tensão deformação (adaptado de TORIC, HARAPIN e BOKO, 2013).....	97
Figura 76 – Simulação das curvas temperatura-deformação por fluência do modelo base (EN 1993-1-2:2005) para o modelo de fluência de Harmathy (TORIC, SUN e BURGESS, 2016)	100
Figura 77 – Simulação das curvas deformação por fluência – tensão do modelo base (EN 1993-1-2:2005) para o modelo de fluência de Harmathy (TORIC, SUN e BURGESS, 2016).....	100
Figura 78 – Deformação total em função da temperatura para taxas de aquecimento de 10 °C/min (TORIC, SUN e BURGESS, 2015)	101
Figura 79 – Deformação total em função da temperatura para taxas de aquecimento de 5 °C/min (TORIC, SUN e BURGESS, 2015).....	102
Figura 80 – Geometria do elemento SOLID226 (ANSYS, 2019).....	105
Figura 81 – Modelo estrutural proposto de uma viga biengastada.....	106
Figura 82 – Seção transversal do tipo “I” com suas respectivas dimensões	106
Figura 83 – Incidência de calor vista pela seção transversal do modelo estrutural.....	107
Figura 84 – Soluções para a viga de Bernoulli usando o procedimento do ANSYS, considerando 6 malhas diferentes. 1 – 8 elementos, 2 – 10 elementos, 3 – 20 elementos, 4 – 40 elementos, 5 – 80 elementos, 6 – 200 elementos (NAUMENKO, 2006).....	107

Figura 85 – Malha atribuída ao modelo de elemento finito com o detalhe em destaque	108
Figura 86 – Deformação por fluência para o modelo de elemento finito considerando malhas de dimensão de 40 mm, 50 mm, 150 mm e 200 mm	108
Figura 87 – Calibragem do modelo de fluência a alta temperatura do ANSYS para o aço estrutural utilizando os dados experimentais da Nippon Steel Corporation à 550 °C (adaptado de KODUR e DWAIKAT, 2010)	111
Figura 88 – Modelo proposto de validação	114
Figura 89 – Modelo estrutural de Kodur e Dwaikat (2010)	115
Figura 90 – Comparação entre o modelo de elemento finito desta Dissertação e do trabalho de Kodur e Dwaikat (2010)	116
Figura 91 – Localização do nó para coleta de dados do estudo paramétrico	117
Figura 92 – Comparação entre o modelo do Eurocode 3 (2005) e o modelo de Poh (2001) + Fluência a uma temperatura constante de 400 °C	119
Figura 93 – Deformações totais (linha cheia) e deformações por fluência explícita (linha tracejada) em função do tempo para temperaturas constantes de 400 °C até 900 °C segundo o modelo de Poh (2001) + Fluência	120
Figura 94 – Flechas no meio vão da viga para temperaturas constantes de 400 °C até 900 °C segundo o modelo de Poh (2001) + Fluência	121
Figura 95 – Deformação total versus temperatura comparando o Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e Poh (2001) + Fluência para taxas de aquecimento constantes	122
Figura 96 – Flecha no meio vão versus temperatura comparando o Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e Poh (2001) para taxas de aquecimento constantes.....	122
Figura 97 – Campo de deformações totais ao longo da viga a uma temperatura de 900 °C considerando o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005).....	124
Figura 98 – Campo de deformações totais ao longo da viga a uma temperatura de 900 °C considerando o modelo de Poh (2001) + Fluência (2°C/min).....	124
Figura 99 – Comparação das flechas no meio vão entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva-padrão ISO-834 (2014).....	126
Figura 100 – Comparação das deformações totais no meio vão entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva-padrão ISO-834 (2014)	126
Figura 101 – Campo de deformações totais ao longo da viga após 60 minutos de exposição à curva-padrão ISO-834, considerando o modelo do Eurocode 3.....	127
Figura 102 – Comparação das flechas no meio vão entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008)	129

Figura 103 – Tensões máximas, médias e mínimas (em módulo) na viga, atingidas ao longo do tempo, considerando o modelo de Poh (2001) + Fluência	130
Figura 104 – Campo de tensões equivalentes (von Mises) após 5 minutos de exposição ao incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	131
Figura 105 – Tensor das tensões principais após 5 minutos de exposição ao incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	131
Figura 106 – Campo de tensões equivalentes (von Mises) no instante de temperatura máxima do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	131
Figura 107 – Tensor das tensões principais no instante de temperatura máxima do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	131
Figura 108 – Campo de tensões equivalentes (von Mises) após 40 minutos de exposição ao incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	132
Figura 109 – Tensor das tensões principais após 40 minutos de exposição ao incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	132
Figura 110 – Comparação das deformações totais no meio vão entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008).....	133
Figura 111 – Modelo de elemento finito com a localização de extração paramétrica de dados	133
Figura 112 – Comparação das deformações totais no engaste entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008).....	134
Figura 113 – Instabilidade local na viga após cessão do incêndio (LI e GUO, 2008)	135
Figura 114 – Detalhe da instabilidade local gerada pelo incêndio na viga modelada computacionalmente.....	136
Figura 115 – Curvas temperatura-tempo do incêndio de duração rápida, média e lenta	137
Figura 116 – Deformações por fluência para incêndio rápido, médio e lento.....	138
Figura 117 – Campo de deformações elásticas (von Mises) no fim do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	138
Figura 118 – Campo de deformações plásticas no fim do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	138
Figura 119 – Campo de deformações por fluência no fim do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	139
Figura 120 – Campo de deformações totais no fim do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência	139

Figura 121 – Curva temperatura-tempo do incêndio, deformações por fluência, deformações térmicas e tensões equivalentes do sistema estrutural (adaptado de SRPCIC, 2000)	140
Figura 122 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 01 ($O = 0,05 \text{ m}^{1/2}$).....	143
Figura 123 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 02 ($O = 0,2 \text{ m}^{1/2}$).....	143
Figura 124 – Curvas de fluência do aço considerando a influência do grau de ventilação do compartimento em chamas	144
Figura 125 – Diferentes cenários de exposição ao calor	146
Figura 126 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 03 ($F = 34,1 \text{ m}^{-1}$).....	147
Figura 127 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 04 ($F = 153,4 \text{ m}^{-1}$).....	147
Figura 128 – Curvas de fluência do aço considerando a influência do fator de massividade do elemento estrutural	148
Figura 129 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 05 ($q_{f,d} = 200 \text{ MJ/m}^2$)	151
Figura 130 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 06 ($q_{f,d} = 75 \text{ MJ/m}^2$)	151
Figura 131 – Curvas de fluência do aço considerando a influência da carga de incêndio do compartimento em chamas	152
Figura 132 – Curvas temperatura-tempo considerando diferentes tipos de revestimento contra fogo.....	155
Figura 133 – Curvas de fluência do aço considerando a influência da aplicação de diferentes tipos de revestimento contra fogo.....	156
Figura 134 – Curva-padrão conforme ISO-834 (2014).....	169
Figura 135 – Curva temperatura-tempo do ensaio de Li e Guo (2008).....	170
Figura 136 – Curva temperatura-tempo de um incêndio com $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$ e $O = 0,05 \text{ m}^{1/2}$	173
Figura 137 – Curva temperatura-tempo de um incêndio com $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$ e $O = 0,1 \text{ m}^{1/2}$	173
Figura 138 – Fator de massividade para perfis de seção I ou H sem revestimento contra fogo (adaptado de ABNT NBR 14323:2013)	178
Figura 139 – Fator de massividade em alguns elementos estruturais com material de revestimento (ABNT NBR 14323:2013).....	180
Figura 140 – Deformação transiente por fluência no concreto como função da temperatura e tensão (KODUR e ALOGLA, 2017).....	182
Figura 141 – Tensões em função da temperatura variável (GERNAY e FRANSSEN, 2010)	186

Figura 142 – Curvas tensão-deformação do concreto sob compressão, para diversas temperaturas e concretos com agregados silicosos (EN 1992-1-2:2004).....	187
Figura 143 – Efeito da curva temperatura-tempo do incêndio natural no deslocamento axial, comparando modelos de fluência implícita e explícita (ALOGLA e KODUR, 2018)	188

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Fatores de redução em função da temperatura (ABNT NBR 14323:2013).....	10
Tabela 2 – Coeficientes c_i utilizados na formulação do modelo de Poh (2001).....	16
Tabela 3 – Tempo para atingir o período terciário de fluência (SILVA, 1997).....	27
Tabela 4 – Temperatura e tempo críticos ao final do período terciário de fluência para o aço ASTM A572 Gr. 50 (KODUR e AZIZ, 2015)	27
Tabela 5 – Deformações de fluência para o incêndio natural e incêndio-padrão (SILVA, 1997)	88
Tabela 6 – Constantes C_1 à C_7 do procedimento de regressão não linear do ANSYS	110
Tabela 7 – Comparação entre o modelo de elemento finito desta Dissertação e do trabalho de Kodur e Dwaikat (2010)	114
Tabela 8 – Análise das deformações totais de Poh (2001) + fluência considerando o incêndio natural de Li e Guo (2008)	135
Tabela 9 – Propriedades do compartimento em chamas com variação do grau de ventilação	142
Tabela 10 – Resumo dos resultados do ensaio com a variação do grau de ventilação.....	145
Tabela 11 – Propriedades do compartimento em chamas com variação do fator de massividade	146
Tabela 12 – Resumo dos resultados do ensaio com a variação do fator de massividade.....	149
Tabela 13 – Propriedades do compartimento em chamas com variação da carga de incêndio	150
Tabela 14 – Resumo dos resultados do ensaio com a variação da carga de incêndio	153
Tabela 15 – Propriedades mecânicas e térmicas de revestimentos contra fogo (adaptado de MARTINS, 2000).....	154
Tabela 16 – Propriedades do compartimento em chamas com variação do revestimento contra fogo.....	154
Tabela 17 – Propriedades mecânicas e térmicas dos revestimentos contra fogo aplicados nos ensaios	154
Tabela 18 – Resumo dos resultados do ensaio considerando diferentes tipos de revestimento contra fogo.....	156
Tabela 19 – Comparação dos resultados considerando ou não revestimento contra fogo	157

Tabela 20 – Valores dos parâmetros das relações tensão-deformação para concretos com agregados silicosos (EN 1992-1-2:2004)	187
---	-----

SUMÁRIO

1	Introdução.....	1
1.1	Justificativa	1
1.2	Objetivos gerais e específicos.....	1
1.3	Considerações gerais.....	2
2	Propriedades do aço estrutural exposto a altas temperaturas	4
2.1	Propriedades térmicas	4
2.2	Propriedades mecânicas	9
2.2.1	Módulo de elasticidade e resistência ao escoamento	9
2.2.2	Relações tensão-deformação	11
2.2.3	Dilatação térmica.....	17
3	Fluência dos aços estruturais em situação de incêndio	19
3.1	Introdução e o fenômeno da fluência.....	19
3.2	Curva de fluência	22
3.3	Fluência implícita e fluência explícita	28
3.4	Fluência sob tensão uniaxial constante	32
3.4.1	Função de tensão $f_1(\sigma)$	33
3.4.2	Função de tempo $f_2(t)$	34
3.4.3	Função de temperatura $f_3(\theta)$	35
3.5	Fluência sob tensão uniaxial variável	35
3.5.1	Encruamento no tempo (<i>time hardening</i>).....	36
3.5.2	Encruamento por deformação (<i>strain hardening</i>).....	40
3.5.3	Teoria combinada (<i>time + strain hardening</i>).....	44
3.5.4	Teoria da deformação total.....	45
3.6	Modelo material unidimensional (modelo reológico).....	46
4	Estado da Arte	53
4.1	E. N. da Costa Andrade	55

4.2	F. H. Norton	58
4.3	W. O. Richmond	62
4.4	C. Zener e J. H. Hollomon	65
4.5	O. D. Sherby e J. E. Dorn	68
4.6	T. Z. Harmathy.....	72
4.7	W. Skowronski.....	76
4.8	V. P. Silva	81
4.8.1	Temperatura constante	82
4.8.2	Temperatura variável com o tempo.....	84
4.9	K. W. Poh.....	88
4.10	Z. Bednarek e R. Kamocka	91
4.11	V. Kodur	94
4.12	N. Toric <i>et al.</i>	96
4.13	Conclusões do Estado da Arte	102
5	Método	104
5.1	Modelo de elemento finito	104
5.2	Modelo estrutural	105
5.3	Análise numérica de fluência pelo ANSYS.....	109
5.4	Validação do modelo	113
5.5	Análise estrutural paramétrica	116
6	Resultados e discussões.....	118
6.1	Temperatura constante	118
6.2	Taxas de aquecimento constantes	121
6.3	Curva-padrão ISO-834 (2014)	125
6.4	Curva temperatura-tempo do incêndio.....	128
6.4.1	Incêndio natural de Li e Guo (2008)	128
6.4.2	Incêndio natural curto, médio e longo.....	136

6.4.3	Curva temperatura-tempo recomendada pelo Eurocode 1	140
7	Considerações Finais.....	158
7.1	Conclusão.....	158
7.2	Sugestões para trabalhos futuros.....	159
8	Referências	161
ANEXO A	Curvas temperatura-tempo	168
ANEXO B	Resistência do aço em situação de incêndio	174
ANEXO C	Fluência das estruturas de concreto em situação de incêndio.....	181

1 INTRODUÇÃO

1.1 Justificativa

O fogo é uma das mais severas condições que as estruturas podem ser sujeitas durante sua vida útil, portanto, considerar a segurança contra incêndio para todos os componentes estruturais é um requisito importante no projeto de estruturas, pois quando todas as outras formas de prevenção e contenção do incêndio falharem, a integridade estrutural é a última fronteira antes do colapso.

Hoje, mesmo com o advento da tecnologia e do grande poder de processamento dos computadores, os efeitos do incêndio nas estruturas ainda são pouco explorados dentre os pesquisadores. O tema da fluência nas estruturas de aço em situação de incêndio, menos explorado ainda.

No Brasil, existem poucas referências sobre o fenômeno da fluência, e internacionalmente, também é bastante escasso, considerando-se a importância do assunto.

À frente dessa carência por pesquisa, o autor desta Dissertação achou sua inspiração e motivação em fornecer à academia brasileira e internacional conteúdo e referência para fomentar futuros trabalhos e pesquisas, além de contribuir na evolução científica no que se refere as estruturas de aço em situação de incêndio.

1.2 Objetivos gerais e específicos

O objetivo geral desta Dissertação de Mestrado é o estudo da fluência dos elementos de aço em situação de incêndio.

Os objetivos específicos são:

- Estudo das propriedades mecânicas do aço a altas temperaturas, fornecidas pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e por Poh (2001);
- Estudo e apresentação de diferentes modelos de fluência explícita, abordando os métodos disponíveis;
- Elaboração do Estado da Arte dos últimos 100 anos de pesquisa nacional e internacional referente ao estudo da fluência no aço e nos metais;
- Modelagem computacional de uma estrutura simples de aço, exposta a diferentes tipos de regimes de aquecimento, considerando o modelo de fluência que aborda os períodos primário e secundário de fluência, com base no *implicit time-*

hardening, disponível no software ANSYS, aplicando-se relações tensão-deformação do aço em diferentes temperaturas, disponíveis na literatura nacional e internacional.

1.3 Considerações gerais

No decorrer do tempo, com os avanços tecnológicos, encontram-se frequentemente desafios a serem superados. Edifícios atingem alturas cada vez maiores, pontes possuem vãos livres cada vez mais extensos, indústrias produzem cada dia mais e o consumo está cada dia maior. Isso gera uma demanda por evolução constante. Os materiais têm de apresentar maiores resistências, serem mais leves e mais baratos. Com o intuito de que esses avanços tecnológicos ocorram, é necessário o entendimento de todas as propriedades do material, a fim de que possam ser aperfeiçoadas continuamente.

Em um cenário habitual, onde a temperatura é ambiente, por simplicidade, adotam-se somente as propriedades mecânicas do aço nessas condições em prol do dimensionamento. No entanto, na circunstância de ocorrer um incêndio, são importantes as propriedades térmicas (calor específico e condutividade térmica), propriedades mecânicas (resistência ao escoamento, módulo de elasticidade e diagrama tensão-deformação) e propriedades de deformação (alongamento térmico e fluência). Grande parte dessas propriedades é bem entendida no meio acadêmico, porém, as deformações por fluência ainda são pouco conhecidas. Os modelos matemáticos disponíveis são de alta complexidade com divergências nas soluções, e os dados relativos a ensaios laboratoriais são escassos e ausentes em normas que ditam o dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio.

A fluência é uma deformação viscoelástica progressiva, que depende do tempo, além da tensão e temperatura. É um fenômeno comum ao concreto à temperatura ambiente, e não ocorre no aço. No entanto, ela é verificada nos aços a elevadas temperaturas, embora com efeito diferente. Enquanto no concreto à temperatura ambiente as deformações proporcionadas pela fluência são assintóticas a determinado valor após um longo tempo, o aço a altas temperaturas pode sofrer deformações sempre crescentes, decorrentes da fluência, até o colapso.

No momento que uma determinada estrutura de aço é exposta à certa tensão (mesmo abaixo do patamar de escoamento) e à temperatura relativamente elevada, o material pode apresentar um lento, permanente e progressivo aumento da deformação. Esse comportamento é chamado de fluência e pode ser extremamente severo a depender da tensão e do tempo exposto

a altas temperaturas. O prolongamento da deformação por fluência leva o sistema à ruína se medidas corretivas não forem consideradas no dimensionamento em situação de incêndio.

2 PROPRIEDADES DO AÇO ESTRUTURAL EXPOSTO A ALTAS TEMPERATURAS

A resposta de estruturas de aço em situação de incêndio é governada por propriedades térmicas e mecânicas. Propriedades térmicas determinam o perfil de temperaturas na seção transversal do aço resultante da exposição ao fogo, enquanto as propriedades mecânicas caracterizam a perda de resistência e rigidez em função da temperatura. (KODUR, DWAIKAT e FIKE, 2010).

A classe das propriedades de deformação será estudada de forma diferente. As propriedades de deformação que influenciam a resposta estrutural em situação de incêndio de uma estrutura de aço são a dilatação térmica e a fluência. A dilatação térmica será estudada juntamente com as propriedades mecânicas, pois o autor acredita que faça mais sentido analisar junto com as propriedades que descrevem a extensão total das deformações: os diagramas tensão-deformação. A fluência é o principal tema do trabalho, e será tratada com maiores detalhes nos próximos capítulos.

Este capítulo poderia ser inserido em Anexos, ao final do trabalho, porém o conhecimento das propriedades do aço estrutural a altas temperaturas é essencial para a compreensão da fluência implícita e explícita, a serem abordadas em seus pormenores adiante.

Com o objetivo de avaliar o desempenho das estruturas de aço em incêndio, as propriedades acima mencionadas devem ser estudadas integralmente. Essas propriedades variam com a temperatura e são influenciadas por mudanças de fase que ocorrem no aço a elevadas temperaturas (essas mudanças estão relacionadas às características metalúrgicas da estrutura microscópica cristalina do metal, que estão apresentadas de forma sucinta no item 4.10). Não obstante, o incêndio é um fenômeno transiente, em que as temperaturas são variáveis com o tempo, o que reforça a necessidade de avaliar essas propriedades.

2.1 Propriedades térmicas

As propriedades térmicas do material durante um fenômeno como o incêndio podem ser irrelevantes dependendo da análise a ser conduzida. Na modelagem computacional é possível conduzir o ensaio de duas maneiras distintas: uma em que o campo de temperaturas na seção transversal é uniforme e outra em que o campo não é uniforme. Em ambos os ensaios a temperatura pode ser constante ou variável, pois essas condições se referem à distribuição de temperaturas ao longo da seção transversal do elemento estrutural em estudo.

Caso se faça uma análise simplificada onde o campo de temperaturas na seção transversal é uniforme, ou seja, tanto as temperaturas no interior quanto no exterior da seção são iguais, as propriedades térmicas devem ser constantes em função da variação de temperatura.

Por outro lado, em uma análise mais próxima à realidade, o campo de temperaturas na seção transversal não é homogêneo, ou seja, a temperatura do material pode variar no espaço, e com isso as propriedades térmicas devem ser consideradas de forma variável.

No segundo caso, a localização de incidência do calor é fundamental para o modelo, pois dependendo das faces de aquecimento o campo de temperaturas na seção transversal do aço pode mudar e, conseqüentemente, mudar também o resultado referente às deformações por fluência, que dependem da temperatura no material. Com o auxílio da ferramenta computacional ANSYS, uma viga de aço perfil “I” foi exposta a diferentes direções de incidência de calor. Da Figura 1 à Figura 4 é ilustrado como a incidência de calor altera o campo de temperaturas na seção transversal do aço. A Figura 1 e Figura 2 mostram a incidência de calor pela porção lateral da viga de perfil I de aço, onde a temperatura foi aumentada a uma taxa constante de 50 °C/s durante um intervalo de tempo de 10 s, até atingir 500 °C. Devido à alta taxa de aquecimento não houve tempo suficiente a fim de que toda estrutura ficasse imersa em uma mesma temperatura, apresentando então um campo não homogêneo de temperaturas. Na Figura 3 e Figura 4, a incidência de calor foi feita pela mesa inferior do perfil, em que a temperatura foi aumentada a uma taxa constante de 1,7 °C/s durante um intervalo de tempo de 300 s. Uma taxa de aquecimento muito menor que a anterior, mas devido ao baixo fator de massividade¹, a transmissão do calor segundo as propriedades térmicas do perfil acaba não alcançando toda a seção transversal. No entanto, a mesa inferior atinge um campo térmico quase que uniforme.

A determinação do campo de temperaturas de um perfil de aço a altas temperaturas, quando se está avaliando as deformações por fluência, é muito importante, pois essas deformações só ocorrem a altas temperaturas. Portanto, na região onde as temperaturas ainda não atingiram 30% a 40% do ponto de fusão, as deformações por fluência são insignificativas.

¹ Fator de massividade é expresso como a relação entre o perímetro exposto ao fogo e a área da seção transversal do elemento em estudo e é expresso como $F = u/A_a$. Em que u é o perímetro exposto ao fogo e A_a é a área da seção transversal. (SILVA, 1997). No caso da mesa inferior, pode ser considerada a expressão $F = 1/b_f$ (PETTERSSON, MAGNUSSEN e THOR, 1976).

Figura 1 – Campo de temperaturas em um perfil I de aço exposto à incidência de calor pelo lado direito

Figura 2 – Campo de temperaturas na seção transversal de um perfil I exposto à incidência de calor pelo lado direito

Figura 3 – Campo de temperaturas em um perfil I exposto à incidência de calor pela parte inferior

Figura 4 – Campo de temperaturas na seção transversal de um perfil I exposto à incidência de calor pela parte inferior

As propriedades térmicas que influenciam a distribuição de temperaturas ao longo do material são condutividade térmica e calor específico, representadas pelos gráficos da Figura 5 e Figura 6. Ambos foram extraídos da ABNT NBR 14323:2013.

Figura 5 – Condutividade térmica do aço (ABNT NBR 14323:2013)

Figura 6 – Calor específico do aço (ABNT NBR 14323:2013)

2.2 Propriedades mecânicas

As propriedades mecânicas são obtidas por meio de ensaios conduzidos de duas formas diferentes: estacionária ou transiente.

O ensaio para determinação do diagrama tensão-deformação conduzido de forma estacionária é aquele em que o corpo de prova é pré-aquecido a uma temperatura desejada, antes de qualquer aplicação de carga, a fim de que as dilatações térmicas não sejam contabilizadas na deformação total; e durante o ensaio, o controle de intensidade de carga é feito pela taxa de deformação do corpo de prova ou taxa de aumento da própria carga. E, o ensaio para determinação do diagrama tensão-deformação conduzido de forma transiente é aquele em que o corpo de prova é exposto a uma tensão constante, e a temperatura é aumentada segundo uma taxa predeterminada. O conjunto de ensaios sob diferentes carregamentos gera um conjunto de diagramas tensão-deformação.

A forma como esses ensaios são conduzidos depende de alguns parâmetros: taxa de deformação, taxa de aquecimento ou taxa de aumento de carga. Neste trabalho se atentará às diretrizes fornecidas pela norma europeia Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e pela norma brasileira ABNT NBR 14323:2013 (fundamentada a partir da norma europeia).

As propriedades mecânicas são muito importantes para a análise estrutural e não podem ser desconsideradas, assim como as propriedades térmicas, mesmo quando a análise é simplificada, pois sem as elas não há como determinar a extensão das deformações totais do elemento estrutural.

2.2.1 Módulo de elasticidade e resistência ao escoamento

A Figura 7 mostra os fatores de redução da resistência ao escoamento, do limite de proporcionalidade e do módulo de elasticidade como função da temperatura. Todos diminuem com o aumento da temperatura.

A Tabela 1 mostra os fatores de redução em função da temperatura fornecidos pela ABNT NBR 14323:2013.

Tabela 1 – Fatores de redução em função da temperatura (ABNT NBR 14323:2013)

Temperatura do aço	Fatores de Redução		
	Fator de redução para a resistência ao escoamento	Fator de redução para o limite de proporcionalidade	Fator de redução para o módulo de elasticidade
	$k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	$k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_p$	$k_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_y$
20°C	1,000	1,000	1,0
100°C	1,000	1,000	1,000
200°C	1,000	0,807	0,900
300°C	1,000	0,613	0,800
400°C	1,000	0,420	0,700
500°C	0,780	0,360	0,600
600°C	0,470	0,180	0,310
700°C	0,230	0,075	0,130
800°C	0,110	0,050	0,090
900°C	0,060	0,038	0,068
1000°C	0,040	0,025	0,045
1100°C	0,020	0,013	0,023
1200°C	0,000	0,000	0,000

Figura 7 – Fatores de redução para o aço em função da temperatura (ABNT NBR 14323:2013)

2.2.2 Relações tensão-deformação

No estudo dos modelos que fornecem as relações tensão-deformação do aço a altas temperaturas disponíveis na literatura, pode-se considerar como mais importantes os modelos da ASCE (1992), do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e o de K. W. Poh (2001). O modelo que fornece a relação tensão-deformação derivado do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) apresenta uma redução maior do módulo de elasticidade do aço durante o aumento da temperatura quando comparado a outros modelos como o da ASCE (1992) e de Poh (2001). Porém, o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) assume que nenhuma redução na resistência ao escoamento ocorre até atingir 400 °C, enquanto o modelo da ASCE (1992) e de Poh (2001) assumem 30 % e 40 %, respectivamente, à 400 °C (KODUR, DWAIKAT e FIKE, 2010).

Neste trabalho, serão considerados os modelos fornecidos pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005)² e Poh (2001). Ambos são avaliados e analisados no estudo de caso apresentado adiante na modelagem computacional estrutural, no item 5.

O par tensão-deformação fornecido pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) quando avaliado de forma gráfica, possui dois estágios distintos em que ocorre uma alteração na taxa de deformação. Um é o limite de proporcionalidade e o outro é o patamar de escoamento. O limite de proporcionalidade é o ponto em que o regime puramente elástico (ou regime linear) termina e o comportamento se torna elastoplástico (ou não linear). O outro limite, o patamar de escoamento é caracterizado por iniciar no ponto onde o comportamento é puramente plástico. Ou seja, há uma espécie de transição entre o regime elástico e o plástico. Isso não ocorre no modelo de Poh (2001) em temperaturas abaixo de 400 °C, o qual assume um ponto específico onde ocorre a transição entre os regimes elástico e plástico. A explicação por trás da implantação do limite de proporcionalidade nas curvas de tensão-deformação do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) é para registrar o comportamento viscoelástico que é devido ao efeito da fluência (KODUR, DWAIKAT e FIKE, 2010).

Portanto, os diagramas tensão-deformação fornecidos pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) contêm uma parcela de deformações por fluência implícita, o que muitas vezes não é ideal (TORIC, SUN e BURGESS, 2015). Já os diagramas propostos por Poh (2001) não possuem uma parcela de deformações por fluência implícita, o que é bastante vantajoso em uma análise considerando um modelo de fluência.

² O Eurocode 3 é a referência principal para a norma brasileira ABNT NBR 14323:2013

2.2.2.1 Eurocode 3 parte 1-2 (2005)

Quando o modelo prescrito pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) é utilizado no dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio, a resposta estrutural é mais conservadora do que a resposta resultante de estruturas analisadas por intermédio de outras relações tensão-deformação como a de Poh (2001) ou modelo bilinear³ da ASCE (1992). Isso é atribuído ao fato de que as expressões apresentadas pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) que definem a lei constitutiva do aço a altas temperaturas provêm de ensaios do trabalho de Kirby e Preston (1988). Esses ensaios foram conduzidos de forma transiente, incluindo uma parcela das deformações por fluência nos diagramas tensão-deformação (BUCHANAN, 2001 *apud* KODUR, DWAIKAT E FIKE, 2010). Para taxas de aquecimento entre 2 °C/min e 50 °C/min, as propriedades de deformação e resistência do aço a altas temperaturas podem ser obtidas por meio da relação tensão-deformação apresentada a seguir na Equação 1.

$$\sigma_T = \begin{cases} \varepsilon \cdot E_{a,\theta} & \text{se } \varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta} \\ f_{p,\theta} - c + \left(\frac{b}{a}\right) \cdot \left[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2\right]^{0,5} & \text{se } \varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta} \\ f_{y,\theta} & \text{se } \varepsilon_{y,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{t,\theta} \end{cases} \quad 1$$

Na Equação 1 os parâmetros e as funções são:

$$\varepsilon_{p,\theta} = \frac{f_{p,\theta}}{E_{a,\theta}} \quad \varepsilon_{y,\theta} = 0,02 \quad \varepsilon_{t,\theta} = 0,15 \quad 2$$

$$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) \cdot \left(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c/E_{a,\theta}\right) \quad 3$$

$$b^2 = c \cdot (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) \cdot E_{a,\theta} + c^2 \quad 4$$

$$c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) \cdot E_{a,\theta} - 2 \cdot (f_{y,\theta} - f_{p,\theta})} \quad 5$$

³ O diagrama tensão-deformação bilinear é composto por um trecho elástico (com a inclinação da reta tangente dada pelo módulo de elasticidade) e por um trecho plástico (patamar de escoamento). É uma representação simplificada do comportamento do aço.

A Figura 8 retrata os diagramas tensão-deformação de diferentes temperaturas como enunciado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) para o aço ASTM A572 Grau 50 (ASTM A572, 2018), no qual a resistência ao escoamento à temperatura ambiente é de 350 MPa e o módulo de elasticidade é de 210 GPa.

Figura 8 – Diagramas tensão-deformação para o aço ASTM A572 Gr 50 de diferentes temperaturas segundo o modelo preconizado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005)

2.2.2.2 K. W. Poh (2001)

Poh (2001) desenvolveu relações entre temperatura, tensão e deformação do aço estrutural com base em um vasto conjunto dados de ensaios experimentais. Essas relações levam em conta características muito específicas, como o patamar de escoamento e encruamento do aço. Essas relações temperatura-tensão-deformação foram validadas e comparadas a normas e procedimentos, mostrando-se eficientes em gerar resultados fidedignos à realidade no que diz respeito à resistência do material em situação de incêndio, quando usadas simultaneamente com um modelo de fluência explícita (deformações por fluência que não são incorporadas no diagrama tensão-deformação) (KODUR, DWAIKAT e FIKE, 2010). Portanto, a relação temperatura-tensão-deformação do estudo de Poh (2001) não possui uma parcela de deformação por fluência implícita em sua formulação.

A construção dessa relação é mais complexa do que a apresentada pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005). Ela consiste em um ajuste de curva a ser realizado por parâmetros que dependem da natureza do aço, da temperatura e da tensão aplicadas.

Poh (2001) denomina a Equação 6 como equação geral da relação tensão-deformação, escrita de forma paramétrica.

$$\sigma = \frac{\varepsilon}{2|\varepsilon|} \left\{ \beta_1 |\varepsilon| + \beta_4 - |a| + \left[\frac{(\beta_2 - \beta_3)b}{\left(1 + \left| \frac{(\beta_2 - \beta_3)b}{\beta_5} \right|^{\beta_9}\right)^{1/\beta_9}} + \beta_3 b \right] \times \left[1 + \frac{|b| - |(b - 0,001)|}{0,001} \right] \right\} \quad 6$$

Na Equação 6:

$$a = \beta_1 |\varepsilon| + \beta_4 - \beta_6 \quad 7$$

$$b = |\varepsilon| - \beta_8 - \frac{\beta_4}{\beta_1} \quad 8$$

$$\frac{\beta_1}{E_{20}} = \frac{c_1 \theta + c_2}{(1 + |c_3 \theta + c_4|^5)^{0,2}} + c_5 \quad 9$$

$$\frac{\beta_2}{E_{20}} = \begin{cases} \frac{c_6 \theta + c_7}{(1 + |c_8 \theta + c_9|^5)^{0,2}} + c_{10} \theta + c_{11} & \text{se } \theta \leq 500^\circ\text{C} \\ \frac{\beta_1}{E_{20}} & \text{se } \theta > 500^\circ\text{C} \end{cases} \quad 10$$

$$\frac{\beta_3}{E_{20}} = \frac{c_{12} \theta + c_{13}}{(1 + |c_{14} \theta + c_{15}|^5)^{0,2}} + c_{16} \theta + c_{17} \quad 11$$

$$\frac{\beta_4}{\sigma_{y,20}} = \frac{c_{18} \theta + c_{19}}{(1 + |c_{20} \theta + c_{21}|^5)^{0,2}} + c_{22} \theta + c_{23} \quad 12$$

$$\frac{\beta_5}{\sigma_{y,20}} = \begin{cases} \frac{c_{24} \theta + c_{25}}{(1 + |c_{26} \theta + c_{27}|^5)^{0,2}} + c_{28} \theta + c_{29} & \text{se } \theta \leq 500^\circ\text{C} \\ \frac{\beta_4}{\sigma_{y,20}} & \text{se } \theta > 500^\circ\text{C} \end{cases} \quad 13$$

$$\beta_6 = \frac{(-0,0024 \cdot \theta + 0,888)}{2 \cdot \left(1 + \left|\frac{2 \cdot \theta - 740}{100}\right|^5\right)^{0,2}} + 0,16 \quad 14$$

$$\frac{\beta_8}{\left(\sigma_{y,20}/E_{20}\right)} = \frac{c_{30}\theta + c_{31}}{(1 + |c_{32}\theta + c_{33}|^5)^{0,2}} + c_{34} \quad 15$$

$$\beta_9 = \frac{c_{35}\theta + c_{36}}{(1 + |c_{37}\theta + c_{38}|^5)^{0,2}} + c_{39}\theta + c_{40} \quad 16$$

Os parâmetros β_i representam a forma da curva tensão-deformação, representada pela Figura 9. Partindo do pressuposto que a curva varia de acordo com a temperatura, cada parâmetro β_i também varia de forma proporcional.

Figura 9 – Curva tensão-deformação proposta por Poh com representação gráfica dos parâmetros β_i (adaptado de POH, 2001)

As constantes c_i presentes nas Equações 9 à 16 estão atreladas também ao comportamento da curva tensão-deformação e são apresentadas na Tabela 2.

Tabela 2 – Coeficientes c_i utilizados na formulação do modelo de Poh (2001)

Coeficientes c_i							
c_1	-1,40E-03	c_{11}	-1,70E+00	c_{21}	-1,29E+00	c_{31}	1,00E+01
c_2	1,00E+00	c_{12}	-6,40E-05	c_{22}	-2,00E-04	c_{32}	1,00E-02
c_3	2,74E-03	c_{13}	3,62E-02	c_{23}	6,34E-01	c_{33}	-2,00E+00
c_4	-1,96E+00	c_{14}	2,22E-02	c_{24}	7,40E-03	c_{34}	5,00E+00
c_5	4,93E-01	c_{15}	-1,26E+01	c_{25}	-9,25E-01	c_{35}	-3,00E-03
c_6	1,33E-02	c_{16}	4,00E-06	c_{26}	1,33E-02	c_{36}	1,13E+00
c_7	7,67E+00	c_{17}	-3,80E-04	c_{27}	-1,67E+00	c_{37}	1,33E-02
c_8	8,00E-03	c_{18}	-1,25E-03	c_{28}	-2,40E-03	c_{38}	-5,00E+00
c_9	-4,60E+00	c_{19}	5,06E-01	c_{29}	4,60E-02	c_{39}	1,00E-03
c_{10}	1,60E-04	c_{20}	3,18E-03	c_{30}	-5,00E-02	c_{40}	2,75E-01

A Figura 10 e a Figura 11 retratam o módulo de elasticidade e os diagramas tensão-deformação em diferentes temperaturas, respectivamente, como enunciado pelo modelo de Poh (2001) para o aço ASTM A572 Grau 50 (ASTM A572, 2018), no qual a resistência ao escoamento à temperatura ambiente é de 350 MPa e o módulo de elasticidade é de 210 GPa.

Figura 10 – Módulo de elasticidade para diferentes temperaturas segundo o modelo proposto por Poh (2001)

Figura 11 – Diagramas tensão-deformação para o aço ASTM A572 Gr 50 em diferentes temperaturas segundo o modelo proposto por Poh (2001)

2.2.3 Dilatação térmica

As propriedades de deformação que influenciam a resposta estrutural do aço a alta temperatura são: dilatação térmica e fluência. A fluência é tratada com maiores detalhes ao longo deste trabalho.

O elemento de aço quando exposto ao aquecimento, sofre uma dilatação térmica que entra na soma das deformações totais junto com as deformações devido às tensões e às deformações por fluência. O Eurocode 3 parte 1-2 (2005) fornece relações entre a dilatação térmica e a temperatura, dadas pela Equação 17

$$\frac{\Delta l}{l} = \begin{cases} 1,2 \times 10^{-5} \theta_a + 0,4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \times 10^{-4} & \text{se } 20 < \theta_a < 750^\circ\text{C} \\ 1,1 \times 10^{-2} & \text{se } 750 < \theta_a < 860^\circ\text{C} \\ 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6,2 \times 10^{-3} & \text{se } 860 < \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \end{cases} \quad 17$$

A Figura 12 representa a curva dada pela Equação 17.

Figura 12 – Dilatação térmica do aço carbono em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005)

Em síntese, os dois modelos materiais de aço apresentados, Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e o de Poh (2001), foram utilizados na modelagem computacional estudada nesta Dissertação, considerando o aço ASTM A572 Gr 50, semelhante ao utilizado em trabalhos internacionais na validação e estudo da fluência no aço em situação de incêndio (LI e GUO, 2008) (KODUR e DWAIKAT, 2010) (WANG, ZHANG e HE, 2018). A modelagem foi realizada com o auxílio do programa de elementos finitos ANSYS com a aplicação do modelo de fluência “*combined time-hardening*” originado do trabalho de Zienkiewicz e Corneau (1974).

3 FLUÊNCIA DOS AÇOS ESTRUTURAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

3.1 Introdução e o fenômeno da fluência

A fluência é comumente observada em materiais viscosos que se deformam plasticamente sob tensões e temperaturas constantes, durante um longo período de tempo. Nos metais, porém, isso não ocorre, devido ao fato que não possuem comportamento viscoso, pelo menos à temperatura ambiente (SILVA, 1997) (KODUR e DWAIKAT, 2010) (DIMITRIENKO, GUBAREVA e YURIN, 2014).

O aço estrutural e a maioria dos metais estruturais existentes não são materiais viscosos à temperatura ambiente, diferentemente do concreto, cuja fluência (deformação lenta em relação ao tempo), como observado na Figura 13, deve ser levada em conta na análise da deformação total (a fluência do concreto é abordada no ANEXO C). A altas temperaturas, porém, os aços e metais estruturais podem se tornar viscosos e então susceptíveis às deformações por fluência, que se desenvolvem de forma contínua até a ruptura, como observado na Figura 14. O concreto, por sua vez, tem somente a viscosidade aumentada.

Figura 13 – Curva de fluência do concreto à temperatura ambiente (SILVA e MANIERI, 2019)

Figura 14 – Curva de fluência do aço à alta temperatura (SILVA e MANIERI, 2019)

Diante de situações em que as temperaturas possam exceder a temperatura ambiente, por exemplo, em sistemas mecânicos automotivos, sistemas de exaustão de calor em indústrias, turbinas de aviões a jato, caldeiras e, principalmente, incêndio nas estruturas civis, os metais podem se tornar viscosos.

Normalmente, a composição microscópica do aço contém uma variedade de imperfeições, tais como, irregularidades na superfície policristalina, que atuam como obstáculos contra a movimentação de partículas do material. À temperatura ambiente, a quantidade e a distribuição dessas imperfeições são mantidas quase que uniformes. No entanto, à alta temperatura, com o “amolecimento” e a viscosidade aumentada do aço, essas irregularidades vão se rearranjando pela estrutura policristalina do material, e conseqüentemente desaparecendo, tornando a estrutura microscópica do aço mais homogênea e passível ao aparecimento de planos de rupturas, acelerando assim as deformações por fluência (KODUR e DWAIKAT, 2010).

Em temperaturas acima de 30 % a 40 % da temperatura de fusão (esse intervalo é bastante influenciado pelas propriedades do aço e pelo sistema estrutural), as deformações por fluência se tornam mais notáveis e severas. Sendo assim, um elemento estrutural de aço sob tensão e alta temperatura constante chegará à ruína devido às deformações excessivas por fluência.

O comportamento das deformações por fluência é estudado há mais de 100 anos, desde quando Costa Andrade (1910) realizou os primeiros experimentos com cordoalhas de cobre e chumbo tensionadas e expostas a tensão e alta temperaturas constantes, propondo pela primeira vez, a curva clássica de fluência, como visto na Figura 14. Naquela época, a deformação dependente do tempo era chamada de “fluxo viscoso dos metais”.

Ao passo que a fluência dos metais conquistou maior importância dentre os estudiosos, teorias que abordavam modelos analíticos com finalidade de obter as deformações por fluência de forma explícita começaram a surgir (NORTON, 1929) (DORN, 1954) (HARMATHY, 1967) (SKOWRONSKI, 1988). No entanto, algumas tinham uma desvantagem em comum: não eram válidas para casos em que as tensões são variáveis com o tempo. Portanto, não poderiam ser aplicadas em análises estruturais em elementos hiperestáticos à alta temperatura.

Mesmo que hoje exista um número considerável de modelos analíticos que fornecem as deformações por fluência de forma explícita (sem serem incorporadas no diagrama tensão-deformação), o modelo do material compreendido na principal norma do dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio, no mundo, o Eurocode 3 parte 1-2 (2005), considera as deformações por fluência implicitamente, diminuindo significativamente a curvatura do trecho elíptico nos diagramas tensão-deformação. Isso é devido ao fato de que o modelo foi obtido com base em um ensaio transiente, conduzido à uma taxa de aquecimento de 10 °C/min e com uma duração longa o suficiente para considerar o efeito da fluência implicitamente na análise estrutural em situação de incêndio (TORIC, SUN e BURGESS, 2015). Porém, o par tensão-deformação obtido a partir desse modelo não é real. Diferentemente do modo como as deformações pelas tensões acontecem, as deformações por fluência ocorrem também pelo tempo e temperatura a que o corpo de prova ou elemento estrutural é exposto (como indicado pela Equação 18). Não obstante, a norma afirma que pode ser aplicada para casos nos quais as taxas de aquecimento fiquem compreendidas entre 2 °C/min e 50 °C/min.

$$\varepsilon_{fl} = f(\sigma, t, \theta) = \sum f_1(\sigma)f_2(t)f_3(\theta) \quad 18$$

O intervalo de validade imposto pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) é contestado por alguns pesquisadores. Toric *et al.* (2016) e Schneider e Lange (2011) afirmam que a norma não é conservadora para taxas de aquecimento abaixo de 10 °C/min, onde as deformações por fluência são mais severas. Dependendo do incêndio, seja no trecho de aquecimento ou trecho de resfriamento, a taxa de aquecimento pode atingir valores bem menores que 10 °C/min, sendo necessária a consideração das deformações por fluência de forma explícita.

Outra inconsistência presente nas referências é a consideração da curva-padrão ISO-834 (2014) na análise estrutural de um elemento de aço em situação de incêndio. Na Engenharia Civil, até aproximadamente o fim do século XX, alguns autores (HARMATHY, 1967) (LIE, 1972) (SKOWRONSKI, 1988) (PETTERSSON, MAGNUSSEN e THOR, 1976) (BOYLE e SPENCE, 1983) (THOMPSON, 1989) apresentaram resultados teóricos, mostrando que a

deformação linear específica decorrente da fluência de um corpo de prova de aço tendia a valores que inviabilizariam o uso desse material a temperaturas acima de 400 °C, quando submetido a tensões e temperatura constantes ou continuamente crescentes (como é o caso da curva-padrão ISO-834). Tal temperatura é facilmente alcançada em incêndios severos, que atinge valores próximos de 1000 °C. Mesmo empregando materiais de revestimento contra fogo, tais como jateamento de material cimentício ou pintura intumescente, as temperaturas no elemento de aço, em incêndio, ainda podem atingir temperaturas superiores a 400 °C.

Silva (1997) e Kodur e Dwaikat (2010) abordaram as deformações por fluência por meio de formulações analíticas e método dos elementos finitos, respectivamente, em situação de incêndio natural. Foi mostrado que as deformações por fluência atingem um valor limite após o ponto de máximo da curva temperatura-tempo de um incêndio, viabilizando assim a utilização de estruturas de aço a altas temperaturas. No entanto, ainda existe a necessidade de representar as deformações por fluência de uma estrutura de aço em situação de incêndio, explicitamente, que é a abordagem da modelagem computacional desta Dissertação, juntamente com o estudo do modelo preconizado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) contra o modelo livre de fluência proposto por Poh (2001) mais o modelo de fluência com base no trabalho de Zienkiewicz e Corneau (1974), disponível no ANSYS.

Hoje, estudos e resultados de diversos experimentos demonstram que a fluência do aço é significativa para o tempo, temperatura e tensão esperados em um edifício em situação de incêndio, e demonstram que é necessário considerar um modelo de fluência eficiente na análise estrutural.

3.2 Curva de fluência

Os efeitos da fluência são expressivos quando o aço é exposto a altas temperaturas. A temperatura e o tempo de exposição a altas temperaturas são muito importantes nas deformações decorrentes desse fenômeno. Quando um material é sujeito à tensão devido aos carregamentos nele aplicados, aparecem deformações de algum tipo, decorrentes dessas tensões. Por outro lado, diferentemente do modo como aparecem as deformações decorrentes das tensões, as deformações por fluência no aço dependem do tempo que o material é exposto a altas temperaturas e elas podem se manifestar muito mais rapidamente quando comparado ao concreto em temperatura ambiente. Dependendo da temperatura que o aço é exposto, as deformações por fluência podem levar o material à ruptura.

A forma que as deformações por fluência são investigadas pode ser por intermédio de análises experimentais ou formulações analíticas. A análise experimental consiste em submeter barras de aço à tração direta sob carregamento e temperatura constantes. Uma norma que designa as especificações do ensaio é a ASTM E139-11 (2018). Em suas diretrizes, são apresentados os procedimentos de ensaio com o objetivo de determinar a deformação devido à fluência e o tempo de ruptura dos materiais sujeitos à tração direta e temperatura constante.

As deformações específicas resultantes desse ensaio são em função do tempo e sofrem efeito da fluência. Se um ensaio de fluência é desenvolvido por um longo intervalo de tempo, a ruptura pode ser atingida

Curvas da deformação específica por fluência dos aços, produtos de ensaios sob carregamentos constantes, aplicadas por longos períodos tempo, sob alta temperatura constante, apresentam três períodos distintos, como mostra a Figura 15, que foi apresentada pela primeira vez por Costa Andrade (1910) caracterizada pela Equação 19, que descreve o comprimento em função do tempo:

$$\ell = \ell_0 \left(1 + \beta t^{1/3}\right) e^{\epsilon_s t} \quad 19$$

Na Equação 19:

ℓ_0 – comprimento inicial da barra;

ℓ – comprimento final da barra;

ϵ_s – velocidade da fluência secundária (taxa de alongamento no período secundário de fluência);

β – constante;

t – tempo.

Silva (1997) analisou reescrever a Equação 19 para o alongamento natural ou de Hencky (ϵ_n), como mostra a Equação 20 que representa a curva de fluência da Figura 15. No entanto, concluiu que o valor do alongamento natural e o valor do alongamento técnico (ou deformação linear específica) apresentam valores equivalentes até cerca de 15% de deformação específica (SILVA, 1997).

$$\epsilon_n = \ln \left(\ell / \ell_0 \right) = \ln \left(1 + \beta t^{1/3} \right) + \epsilon_s t \quad 20$$

Da forma em que a Equação 20 é escrita, a deformação linear específica ϵ_n é separada em duas componentes, a parte transiente (β) e a parte viscosa (ϵ_s).

A parte que diz respeito à taxa de deformação por fluência transiente, ou também chamada de “fluência- β ” (apresentada no item 4.1), tende a zero à medida que o tempo de exposição aumenta, enquanto que o termo referente à parte viscosa, também chamado de “fluência- k ” (apresentado no item 4.1) se mantém como um fluxo viscoso constante ao longo do tempo. É curioso que, nos estudos pioneiros do comportamento dos metais a altas temperaturas, no fim do século XIX e início do século XX, as deformações decorrentes da fluência eram relacionadas apenas ao comportamento viscoso do material. Mas o termo viscoso nesse contexto não remete à viscosidade linear Newtoniana (aquela que é estudada no campo dos fenômenos de transporte, mais especificamente, na mecânica dos fluídos), e sim à taxa de deformação que depende somente da tensão e temperatura e não do tempo (HART, 1980).

O primeiro termo da Equação 20 (fluência transiente) é referente ao período primário da curva de fluência apresentada na Figura 15, em que a taxa de deformação por fluência diminui em função do tempo a uma tensão aplicada constante, e que é interrompida devido à estricção⁴ ou deterioração do corpo de prova.

O segundo termo da Equação 20 (fluxo viscoso constante) é referente ao período secundário da curva de fluência apresentada na Figura 15, em que a taxa de deformação por fluência é constante em função do tempo somente se, a tensão aplicada for constante, caracterizado pela estricção do corpo de prova.

⁴ Redução da área da seção transversal em um corpo de prova metálico sujeito à tração, que ocorre após o limite elástico, gerando o patamar de escoamento do diagrama tensão-deformação, produto do ensaio.

Figura 15 – Curva de fluência $\epsilon_f \times t$ para tensão e temperatura constantes (WILLIAMS-LEIR, 1983)

Na Figura 15, o período primário, chamado de “fluência primária” ou “fluência transiente” tem início logo após a deformação elástica instantânea, havendo um deslocamento ascendente no eixo das ordenadas (eixo y). Período no qual o material se deforma rapidamente, mas a uma taxa decrescente (representado por: $d^2\epsilon_f/dt^2 < 0$). É um estágio de curta duração quando comparado ao restante da curva de fluência.

No período secundário, chamado de “fluência secundária” ou “fluência estacionária”, a taxa de deformação específica por fluência atinge um valor mínimo e se mantém aproximadamente constante (representado por: $d^2\epsilon_f/dt^2 = 0$) ao longo de um período relativamente maior quando comparado ao período primário.

No período terciário, chamado de “fluência terciária”, a taxa de deformação específica por fluência aumenta rapidamente (representado por: $d^2\epsilon_f/dt^2 > 0$) e atinge a ruptura, quando o material é incapaz de continuar suportando o carregamento aplicado.

A declividade da curva ou a taxa de deformação linear específica no período da fluência secundária é crescente com o aumento da temperatura ou da tensão (Figura 16).

Figura 16 – Curvas de fluência ε_f x t para tensão e temperatura variáveis (adaptado de SILVA, 1997)

As deformações por fluência obtidas por intermédio de modelos analíticos disponíveis na literatura ou por ensaios laboratoriais, cuja a tensão e temperatura sejam mantidas constantes durante todo o tempo, são representadas na forma do diagrama indicado na Figura 15. Caso as tensões ou temperaturas tenham comportamento transiente com o tempo, no caso de modelos analíticos, as curvas de fluência não apresentam o comportamento no formato de “S” característico da Figura 15, haverá distorções que estão representadas no item 3.5.

A curva de fluência fornece as deformações que dependem do tempo em sua forma explícita. No entanto, para simplicidade e facilitar os cálculos no dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio (em altas temperaturas em geral), o uso de diagramas tensão-deformação que já consideram a fluência implicitamente é bastante comum (como por exemplo, o modelo preconizado pelo Eurocode 3), porém, o par tensão-deformação obtido a partir desses modelos não é real. Como explicado no início deste item, diferentemente do modo como as deformações pelas tensões acontecem, as deformações por fluência ocorrem também pelo tempo e temperatura a que o corpo de prova ou elemento estrutural é exposto.

A deformação total de um elemento de aço à alta temperatura é a soma das deformações térmica, mecânica (elástica e plástica) e de fluência (Equação 21):

$$\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_{\theta}(\theta) + \varepsilon_{\sigma}(\sigma, \theta) + \varepsilon_f(\sigma, \theta, t)$$

Com o intuito de entender o intervalo de tempo que os períodos de fluência (Figura 15) ocorrem, em Garofalo *et al.* (1961) *apud* Silva (1997) são apresentados resultados de ensaios sob temperatura e tensões constantes, que fornecem o tempo necessário para se atingir o período terciário de fluência (t_R), como mostra a Tabela 3.

Tabela 3 – Tempo para atingir o período terciário de fluência (SILVA, 1997)

Ensaio	σ (kN/cm ²)	Temperatura crítica (°C)	t_R (h)
1	11	704	422
2	14	407	60
3	11	816	4

Dos mesmos ensaios, foi possível extrair também os instantes que os períodos primário e secundário de fluência (t_1 e t_2 , respectivamente) ocorrem:

$$t_R = 1,48 \text{ a } 2,30 t_2;$$

$$t_1 = 0,06 \text{ a } 0,24 t_2.$$

Com base na Tabela 3, conclui-se que dificilmente haverá ruptura do material em incêndio, pois os tempos são elevados.

Kodur e Aziz (2015), frente à demanda por dados experimentais de deformações por fluência em aços estruturais, realizaram ensaios no aço ASTM A572 Gr. 50, a fim de obter diferentes curvas de fluência para diversas faixas de temperaturas e tensões

No trabalho foram fornecidos tabelas e gráficos com as respectivas curvas de fluência indicando os períodos primário, secundário e terciário.

A Tabela 4 revela a qual temperatura, tensão e tempo o período terciário foi atingido.

Tabela 4 – Temperatura e tempo críticos ao final do período terciário de fluência para o aço ASTM A572 Gr. 50 (KODUR e AZIZ, 2015)

Ensaio	σ (MPa)	$\sigma/\sigma_{y,20}$	Temperatura crítica (°C)	t_R (min)
1	50	0,11	750	180
2	115	0,25	650	300
3	182	0,40	600	180
4	250	0,55	550	120

Modelar a fluência a altas temperaturas com as três fases da curva de fluência (Figura 15) é extremamente complicado. Portanto, é de costume considerar somente o primeiro e o segundo período de fluência nos modelos analíticos e computacionais, enquanto o terceiro período é ignorado (JABOTIAN e HANTOUCHE, 2018). A não consideração do período terciário na situação de incêndio pode ser explicada por dois fatores. Um deles é que o fenômeno do incêndio geralmente é de curta duração, portanto, dificilmente os elementos estruturais de aço passarão pela última fase da curva de fluência (o momento em que o período terciário é atingido depende muito da temperatura e da tensão que o elemento de aço é exposto). O outro é que se considerando o terceiro período, a análise estrutural do elemento provavelmente irá resultar em uma matriz de rigidez singular (determinante igual à zero) devido às deformações que são aceleradas antes da ruptura (KODUR, DWAIKAT e FIKE, 2010).

3.3 Fluência implícita e fluência explícita

A fluência faz parte de um conjunto de deformações (mecânica, térmica) que um elemento de aço apresenta quando exposto a tensões diante de altas temperaturas em um determinado intervalo de tempo (mais especificamente, temperaturas acima de 30 % a 40 % de seu ponto de fusão), vide Equação 21 do item 3.2.

O efeito da fluência somado às deformações mecânicas pode ser estudado e avaliado de forma gráfica no diagrama tensão-deformação do aço a altas temperaturas (as dilatações e retrações térmicas geralmente não estão incorporadas devido à forma como o ensaio é conduzido, que é de forma estacionária), com uma curva para cada temperatura estudada, sendo essa temperatura constante a fim de obter-se um diagrama semelhante ao apresentado na Figura 17.

Na Figura 17, os diagramas tensão-deformação obtidos de forma estacionária são comparados aos diagramas obtidos de forma transiente de temperaturas de 200°C até 800°C. Os ensaios estacionários foram controlados pela taxa de deformação específica, e os ensaios transientes foram conduzidos a uma taxa de 10 °C/min.

Figura 17 – Comparação entre os resultados dos ensaios transiente (linha tracejada) e estacionário (linha cheia) de 200 °C até 800 °C (SCHNEIDER e LANGE, 2011)

Nessas condições, a fluência sempre será contabilizada (implícita) no diagrama tensão-deformação.

Caso a temperatura não seja constante, o ensaio é conduzido de forma transiente e o diagrama será obtido de forma diferente (nesse caso, as deformações térmicas serão incorporadas no diagrama tensão-deformação).

É importante saber que em ensaios transientes a taxa de aquecimento tem uma grande influência na taxa de deformação. A taxa de aquecimento depende muito da natureza do incêndio, do revestimento contra fogo e das propriedades do aço. Geralmente, uma viga com revestimento para TRRF de 120 minutos, a taxa de aquecimento do material pode variar entre 3 a 7 °C/min. Por outro lado, seções sem revestimento, a taxa de aquecimento pode ficar entre 25 e 40 °C/min (KODUR, DWAIKAT e FIKE, 2010).

No caso do ensaio transiente, é possível extrair diferentes diagramas para diferentes taxas de aquecimento. Essas taxas são muito importantes no impacto que as deformações por fluência têm na deformação total do elemento estrutural. A Figura 18 expressa os diagramas tensão-deformação para diferentes taxas de aquecimento de 2 K/min, 10 K/min e 50 K/min.

Figura 18 – Diagramas tensão-deformação para diferentes taxas de aquecimento (SCHNEIDER e LANGE, 2011)

No diagrama da Figura 18, a curva denominada “sem fluência” é aquela em que a taxa de aquecimento é tão elevada que “não dá tempo” de a fluência se manifestar, ou seja, não há tempo o suficiente para que o aço atinja a viscosidade ideal a fim de que haja fluência. Quanto mais lentamente o calor for aplicado no elemento, maior a participação da parcela da fluência na deformação total.

À uma mesma alta temperatura, o impacto da fluência é menor quando o procedimento de aquecimento é veloz (taxas elevadas), e significativa quando lento (taxas inferiores). Nesse último caso se faz necessária a avaliação dessas deformações de forma explícita do diagrama tensão-deformação, ou seja, sem serem contabilizadas, onde diagrama tensão-deformação deve expressar somente as deformações devido à aplicação de tensões $\varepsilon_{\sigma}(\sigma, \theta)$ e a fluência, que envolve a variável tempo – $\varepsilon_{fl}(\sigma, \theta, t)$, ser somada de forma independente.

A consideração então da fluência como implícita ou explícita tem vantagens e desvantagens e depende da forma como o projetista deseja proceder com o dimensionamento do elemento estrutural. Se irá preferir uma abordagem mais simples e rápida ou um tratamento mais preciso e complexo.

O modelo do material para altas temperaturas, normatizado nas normas brasileira (ABNT NBR 14323:2013) e europeia (EN 1993-1-2:2005) foi originado com base em ensaios transientes a uma taxa de aquecimento de aproximadamente 10 °C/min, sendo válidos em intervalos de 2 °C/min à 50 °C/min. Essa taxa foi propositalmente determinada a fim de incluir implicitamente a deformação por fluência e, segundo Toric *et al.* (2016), no caso de taxas

menores que 10 °C/min, a fluência deve ser levada em conta explicitamente, enquanto acima de 10 °C/min, a fluência pode ser analisada de forma implícita. Aplicar a taxa de aquecimento de 10 °C/min é uma metodologia comum e conveniente que leva em conta os efeitos da fluência decorrentes das altas temperaturas em análises termestruturais.

Há contradições entre normas quando se referem a deformações por fluência, mais especificamente, para o aço. O Eurocode 3 parte 1-2 (2005), em seu parágrafo 4.3.3(4) diz que “os efeitos da fluência transiente térmica não precisam ser considerados de forma explícita”, porém, o ASCE *manual of practice* (ASCE 78, 1992), afirma que fluência devido a altas temperaturas deve ser levada em conta por uma de duas diferentes maneiras. A primeira é que se utilizem curvas temperatura-tensão-deformação “verdadeiras”, produtos de ensaios transientes a taxas relevantes de aquecimento e deformação (ASCE, 1992; BUCHANAN, 2001 *apud*. KODUR, DWAIKAT e FIKE, 2010), considerando a fluência implicitamente, enquanto a segunda opção seria empregar modelos analíticos específicos de fluência a altas temperaturas que foram desenvolvidas para o aço estrutural, considerando a fluência explicitamente.

Anderberg (2008), um importante pesquisador no campo das estruturas em situação de incêndio reforçou a atenção a ser dada na escolha de como a fluência será levada em conta no dimensionamento:

“É fato que o modelo do comportamento de um material aplicado em uma análise estrutural é muito importante na previsão do comportamento do elemento em estudo durante uma situação de incêndio. Os modelos de comportamento do aço em situação de incêndio são envoltos de três principais componentes que formam a deformação total: deformação térmica, deformação instantânea devida às tensões aplicadas e a deformação devido à fluência. É comumente assumido que as deformações por fluência são incorporadas nos diagramas tensão-deformação das normas, como os apresentados no Eurocode 3. Se esse modelo for considerado, o efeito de fluência ou relaxação não poderá ser analisado separadamente da deformação total, o que pode apresentar certa inconveniência para o estudo do comportamento e da quantificação da relaxação do aço. A análise estrutural do aço em situação de incêndio perde precisão com essa simplificação chamada de fluência implícita.” (ANDERBERG, 2008).

Ambos os termos apresentados nesta Dissertação referentes à fluência implícita ou explícita não devem ser confundidos com os métodos de integração numérica disponíveis para determinar as deformações por fluência.

O termo “fluência implícita”, nesta Dissertação, é remetido às deformações devido à fluência sendo incorporadas no diagrama tensão-deformação, o que não é uma representação

fiel à realidade, mas simplifica o método de cálculo de dimensionamento do aço a altas temperaturas. O diagrama é facilmente obtido quando se lê os resultados dos *strain gauges*⁵ fixados no corpo de prova, ou quando as deformações por fluência são somadas as deformações devidas às tensões, o que não é ideal, a não ser para mostrar uma representação geral do que ocorre na estrutura.

Nos casos de “fluência explícita”, se remete às deformações devido à fluência sem serem incorporadas no diagrama tensão-deformação, obtidas por métodos analíticos ou experimentais sob condições especiais de temperatura e tensão (ambas constantes). Os meios analíticos se resumem a diferentes métodos de integração numérica, nos quais as equações a serem integradas, a parcela referente às deformações por fluência pode estar incorporada na integral ou não (Equações 34 e 40).

A equação 34 pode ser solucionada pelo método direto de Euler (*forward Euler method*) enquanto a Equação 40 pode ser solucionada pelo método reverso de Euler (*backward Euler method*). Cada um está ligado intrinsecamente à forma como as deformações por fluência são obtidas. Na literatura nacional, os termos referentes a esses dois procedimentos não possuem uma tradução conhecida na língua portuguesa, no entanto, são chamados neste texto ora pela tradução exata (modelo de encruamento por deformação e modelo de encruamento no tempo, respectivamente) ou na língua inglesa (*strain hardening rule* e *time hardening rule*, respectivamente).

3.4 Fluência sob tensão uniaxial constante

Quando um carregamento constante ao longo do tempo é aplicado em um sistema (a alta temperatura), a estrutura irá se deformar continuamente se analisada no regime de fluência. Essa deformação depende de três parâmetros (Equação 18), sendo necessário o desacoplamento desses a fim de representar o fenômeno da maneira mais fiel o possível.

A separação das funções relacionadas a cada parâmetro é objeto de estudo de muitos pesquisadores, com trabalhos datados desde o início do século XIX. A separação das funções de tensão e tempo têm sido implementadas na maioria dos estudos da fluência e não aparentam demonstrar grande dificuldade em seu desacoplamento, tanto que, o desacoplamento da função de tensão foi a primeira a emergir com os estudos de Costa Andrade (1910) e McVetty (1943).

⁵ *Strain gauge* é um dispositivo utilizado em ensaios experimentais para se obter as deformações específicas do corpo de prova por meio de uma corrente elétrica que passa por uma resistência que é alongada ou comprimida a depender das tensões aplicadas.

A desvinculação da função da temperatura não é tão direta quanto da função de tensão e da função do tempo. Muitos pesquisadores combinaram o tempo e a temperatura em um só parâmetro (DORN, 1954), no entanto não é tão consistente quanto manter a função do tempo separada por si só. Existem algumas restrições no procedimento proposto por Dorn (1954), que são apresentadas no Estado da Arte, nesta Dissertação, item 4.5.

Diferentes tentativas de expressar desacoplamento das três variáveis (tensão, tempo e temperatura) são apresentadas nos itens a seguir.

3.4.1 Função de tensão $f_1(\sigma)$

A função de tensão é descrita e quantificada de múltiplas maneiras por diversos autores, em que as formas mais comuns são apresentadas de forma resumida abaixo.

Norton (1929)	$f_1(\sigma) = K \cdot \sigma^m$	22
---------------	----------------------------------	----

Soderberg (1936)	$f_1(\sigma) = B \left\{ e^{(\sigma/\sigma_0)} - 1 \right\}$	23
------------------	--	----

McVetty (1943)	$f_1(\sigma) = A \cdot \sinh(\sigma/\sigma_0)$	24
----------------	--	----

Dorn (1954)	$f_1(\sigma) = C \cdot e^{(\sigma/\sigma_0)}$	25
-------------	---	----

Johnson <i>et al.</i> (1963)	$f_1(\sigma) = D_1 \sigma^{m_1} + D_2 \sigma^{m_2}$	26
------------------------------	---	----

Garofalo (1965)	$f_1(\sigma) = A \cdot \left\{ \sinh(\sigma/\sigma_0) \right\}^m$	27
-----------------	---	----

Nas Equações 22 à 27, K, A, B, C, D, m, m_1 , m_2 e σ_0 são constantes referentes ao material.

A forma mais comum e mais utilizada da função de tensão é a de Norton (1929). A razão pela qual é tão utilizada em modelagens é devido à sua simplicidade de aplicação (PENNY e MARRIOTT, 1995).

3.4.2 Função de tempo $f_2(t)$

A dependência do tempo nas deformações por fluência sob tensão constante foi bastante discutida em publicações acadêmicas, resultando em um grande número de expressões alternativas para descrevê-las em função unicamente do tempo. Porém, quando uma liga metálica complexa é estudada juntamente com um regime estrutural também de alta complexidade, por exemplo, um sistema dinâmico, descrever a dependência do tempo na fluência é difícil devido aos inúmeros procedimentos de regressões lineares a serem realizados (PENNY e MARRIOTT, 1995).

Nas funções de tempo, quando utilizadas com cautela e dentro do contexto de suas derivações, as seguintes expressões podem ser colocadas em prática.

$$\text{Costa Andrade (1910)} \quad f_2(t) = \left(1 + b \cdot t^{1/3}\right) e^{(kt)} - 1 \approx bt^{1/3} \quad 28$$

$$\text{Bailey (1935)} \quad f_2(t) = F \cdot t^n \quad \left(\frac{1}{3} \leq n \leq \frac{1}{2}\right) \quad 29$$

$$\text{McVetty (1943)} \quad f_2(t) = G \cdot (1 - e^{-qt}) + H \cdot t \quad 30$$

$$\text{Graham e Walles (1955)} \quad f_2(t) = \sum a_i \cdot t^{n_i} \quad 31$$

$$\text{Garofalo (1965)} \quad f_2(t) = \theta_1(1 - e^{-\theta_2 t}) + \dot{\epsilon}_s t \quad 32$$

Nas Equações 28 à 32, F, G, H, a_i , b, k, n, n_i e q são constantes que podem variar com a temperatura.

Dentre as equações apontadas para a função de tempo, a Equação 28 de Costa Andrade (1910) é a mais famosa, por ter sido o primeiro equacionamento a representar a curva de fluência dos metais de forma mais semelhante a ensaios experimentais. Porém, no estudo da fluência no aço, a Equação 28 não conduz a resultados coesos em razão de sua formulação ser fundamentada em ensaios com arames metálicos, como chumbo e níquel. Dessa maneira, emprega-se o uso da Equação 29, também conhecida como Equação de Bailey ou Norton-Bailey (PENNY e MARRIOTT, 1995).

3.4.3 Função de temperatura $f_3(\theta)$

A temperatura intervém no modo como as deformações por fluência ocorrem no aço. Essa influência pode ser dividida em duas partes. A primeira é que a variação da temperatura tem um impacto imediato nas propriedades mecânicas do material (ou seja, nas constantes das Equações 22 à 32). A segunda parte é a mudança que a temperatura causa na microestrutura do metal, que é relacionado à metalurgia. Resumidamente, as mudanças microestruturais do metal durante a fluência têm relação direta com o comportamento da curva de fluência apresentada na Figura 15. Até uma temperatura entre $0,3 \theta_f$ à $0,5 \theta_f$ ⁶ a fluência é pouco significativa e é caracterizada pela diminuição das taxas a que essas deformações ocorrem, portanto, período primário de fluência. Em temperaturas acima desse intervalo, inicia-se o período secundário de fluência, em que há a redução significativa do trecho que diz respeito ao encruamento por deformação do aço no diagrama tensão-deformação. Para temperaturas ainda maiores, acima de $0,8 \theta_f$, encontra-se o período terciário de fluência, que está fora do escopo de interesse da Engenharia, pois tende à ruptura iminente (PENNY e MARRIOTT, 1995).

J. E. Dorn, em 1954, sugeriu que a dependência da temperatura deve aparecer na forma exponencial $\left(e^{-\frac{\Delta H}{RT}}\right)$. Sendo assim, a equação 33 define a deformação por fluência em função da temperatura (PIMENTEL, 2014).

$$f_3(T) = \frac{EFL}{HT} \cdot \left[\frac{\tau}{G}\right] \cdot e^{-\Delta H/RT} \quad 33$$

Na Equação 33, ΔH é a energia de ativação do sistema, R é a constante de Stefan-Boltzmann, τ a tensão cisalhante, G o módulo de cisalhamento, T a temperatura do ensaio em Kelvin e, E , F , L , H são constantes obtidas experimentalmente e dependem do material.

O estudo de Dorn (1954) será abordado com mais detalhes no Estado da Arte, item 4.5, no qual sua formulação e limitações quando a tensão aplicada é variável serão esclarecidos.

3.5 Fluência sob tensão uniaxial variável

A abordagem da questão da fluência em tensões constantes serve para embasar como as deformações por fluência dependem da tensão, temperatura e tempo. A apresentação de um

⁶ Esse intervalo pode sofrer alterações a depender do metal considerado e do regime de tensões considerado. Estudos mostram que, em situações nas quais as tensões são variáveis, a temperatura que as deformações por fluência se tornam significativas (transição do período primário para secundário) pode ser reduzida até 300 °C (KODUR e DWAIKAT, 2010). θ_f é a temperatura de fusão do material.

modelo hipotético ou uma teoria que considere que as tensões seguem um regime variável é um problema mais difícil. Parte dessa dificuldade vem do fato de que a maioria dos dados experimentais disponíveis na literatura são originados de ensaios em que as tensões são mantidas constantes. As teorias de um estado de tensões variáveis são desenvolvidas a partir de generalizações hipotéticas das equações de fluência de um estado de tensões constantes. Diversos estudos que extrapolaram dados de ensaios a tensões constantes para tensões variáveis chegaram a resultados diferentes entre si sob um mesmo regime variável de tensões no tempo (PENNY e MARRIOTT, 1995).

Tensões variáveis ocorrem, por exemplo, em elementos estruturais com condições de apoio que impeçam deformações térmicas. Os esforços internos solicitantes variam de acordo com o tempo de exposição do material ao fogo, portanto, há a variação de tensões com o tempo ($d\sigma_a/dt \neq 0$). O modo como esses esforços se desenvolvem internamente depende das propriedades do material, da curva temperatura-tempo do incêndio e das condições de apoio da estrutura. Esses fatores que afetam a resposta estrutural em situação de incêndio variam em função do tempo, pois ao tempo que o fogo se torna mais severo, os esforços internos surgem mais rapidamente, portanto, as tensões são variáveis. Esse comportamento transiente de fluência a altas temperaturas tem grande impacto na resposta estrutural. Na proporção em que a temperatura aumenta em função do tempo, a taxa de deformação específica por fluência se torna muito alta, conduzindo a deformações significativas.

Alguns modelos para a determinação das deformações específicas devido à fluência em cenários onde as tensões uniaxiais são variáveis, são: modelo de encruamento no tempo (*time hardening*), modelo de encruamento por deformação (*strain hardening*), teoria combinada do encruamento no tempo e por deformação (FINNIE e HELLER, 1959) (JOHNSON, HENDERSON e KAHN, 1963) (MANSON, 1961) e a teoria da deformação total (TAIRA, TANAKA e OHJI, 1960). Os modelos são apresentados a seguir.

3.5.1 Encruamento no tempo (*time hardening*)

O modelo de encruamento⁷ do aço no tempo é aquele em que a taxa de deformação específica por fluência ($\dot{\epsilon}_f$) é escrita como função do tempo (t), da tensão no aço (σ_a) e da temperatura (T) sendo integrada no tempo (t) para a obtenção das deformações por fluência, (Equação 34) (KODUR e DWAIKAT, 2010).

⁷ Encruamento é o aumento de rigidez do material devido às deformações plásticas que ocorrem após o patamar de escoamento (encruamento também pode ser achado na literatura como “endurecimento”)

$$\varepsilon_{fl} = \int_0^t \dot{\varepsilon}_{fl}(t, \sigma_a, T) dt \quad 34$$

A função da taxa de deformação específica por fluência (Equação 34) depende do modelo de fluência escolhido e as constantes respectivas de cada modelo (como por exemplo, aquelas demonstradas no item 3.4) são obtidas por intermédio de ensaios de tração sob diferentes taxas de variação de tensão e temperatura (ensaio transiente).

Uma das equações possíveis do caso de encruamento no tempo, sem a necessidade de integração numérica que será explanada nos passos a seguir, é a substituição das Equações 22 e 29 na Equação 33, resultando na Equação 35 (PIMENTEL, 2014).

$$\varepsilon_{fl} = K \cdot e^{-\frac{\Delta H \cdot n}{RT}} \cdot t^n \cdot \sigma^m \quad 35$$

Na Equação 35, K é uma constante que depende do material utilizado.

Para situações em que a temperatura é constante, a energia de ativação é igual a zero, portanto a deformação por fluência é dada pela Equação 36, conhecida como lei de Norton-Bailey (ou também de lei potencial de fluência⁸), que é disponível para análises computacionais que empreguem o método dos elementos finitos como ANSYS e ABAQUS (WANG e ZHANG, 2017).

$$\varepsilon_{fl} = K \cdot t^n \cdot \sigma^m \quad 36$$

A Figura 19 ilustra a curva de fluência em casos nos quais a temperatura ou a tensão é aumentada durante o ensaio. Nesse caso, a curva de fluência apresenta um formato diferente da curva clássica.

A resposta total do elemento é caracterizada pela curva da direita na Figura 19 que foi obtida pela formulação de encruamento do aço no tempo.

⁸ Livre tradução de *power-law creep* (HANTOUCHE, KHATIB e MOROVAT, 2018)

Figura 19 – Fluência para a variação de temperatura ou tensão utilizando a formulação de encruamento do aço no tempo (adaptado de HANTOUCHE, KHATIB e MOROVAT, 2018)

A fim de melhor entender a forma da solução no caso do encruamento do aço no tempo é pela representação gráfica do modelo. De forma resumida, a solução do modelo é a união de curvas de fluência para diferentes tensões utilizando-se trechos específicos no intervalo de tempo que aquela tensão é constante, ou seja, se os trechos infinitesimais forem integrados onde a tensão é constante, é possível obter a curva de fluência para uma tensão variável em que ela é a solução do modelo de encruamento no tempo. A Figura 20 é a representação gráfica da solução do modelo, obtida pela projeção vertical das deformações por fluência das respectivas tensões no intervalo de tempo em que a tensão é atuante. Sendo assim, no intervalo de tempo de O à t_1 , a tensão σ_3 gera uma deformação representada pelo trecho OA . No segundo intervalo de tempo (t_1 à t_2) a deformação gerada pela tensão σ_4 , representada pelo segmento $A'B'$, é projetada no segmento AB . No terceiro intervalo de tempo (t_2 à t_3) a deformação gerada pela tensão σ_2 , representada pelo segmento $B''C'$ é projetada no segmento BC e, finalmente, no quarto intervalo de tempo (t_3 à t_4) a deformação gerada pela tensão σ_1 , representado pelo segmento $C''D'$ é projetada no segmento CD , formando assim a solução para o encruamento no tempo (PIMENTEL, 2014).

Figura 20 – Solução gráfica para o método de encruamento no tempo para uma tensão variável no tempo (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)

Com o objetivo de resolver a integral da Equação 34 é necessário empregar um método explícito para a integração numérica de uma equação diferencial ordinária. O método aplicado é o método direto de Euler⁹ (para o n-ésimo incremento de tempo) que é utilizado para determinar a evolução das deformações específicas por fluência (Equação 37).

$$\varepsilon_{n+1} = \varepsilon_n + \Delta t \cdot f(\varepsilon_n, t_n)$$

37

Na Equação 37:

t_n – n-ésimo incremento de tempo;

ε_n – deformação específica no n-ésimo incremento de tempo;

Δt – incremento de tempo.

⁹ Tradução livre para *forward Euler method*

Se o termo ε_n da Equação 37 for expandido em uma série de Taylor truncada para $t = t_n$, tem-se a Equação 38.

$$\varepsilon(t_n + \Delta t) \equiv \varepsilon_{n+1} = \varepsilon(t_n) + \Delta t \left. \frac{d\varepsilon}{dt} \right|_{t_n} + E(\Delta t^2) = \varepsilon_n + \Delta t \cdot f(\varepsilon_n, t_n) + E(\Delta t^2) \quad 38$$

A deformação específica por fluência considerada a cada incremento de tempo (ε_{n+1}) corresponde à deformação do início de cada incremento (ε_n), portanto é assumida como constante durante todo o intervalo Δt . Por isso, devem ser considerados incrementos de tempo muito pequenos para minimizar o erro de truncamento (E) devido à utilização da expansão em série de Taylor (a existência de um tamanho de incremento de tempo crítico, no qual além dele instabilidades numéricas podem se manifestar, é típico de métodos de integração explícitos como o método direto de Euler). A taxa de deformação específica por fluência pode ser escrita de forma resumida e representativa (Equação 39) (ZELTKEVIC, 1998):

$$\dot{\varepsilon}_{fl,t} = f(\sigma^t, \varepsilon^t, T^{t+\Delta t}, \dots) \quad 39$$

Além de o modelo de encruamento no tempo demandar um esforço computacional maior devido à forma de integração numérica da formulação matemática, a hipótese do modelo é que a única influência na taxa de deformação, além da tensão, é a mudança nas propriedades do material que dependem do tempo. Essas mudanças ocorrem e são características da fluência. Porém, são predominantes em modelos de materiais que demonstram apenas as fases de fluência secundária e terciária (PENNY e MARRIOTT, 1995). A fluência terciária é geralmente desconsiderada em modelagens computacionais, pois leva à ruptura iminente.

3.5.2 Encruamento por deformação (*strain hardening*)

A teoria do modelo de encruamento do aço por deformação é caracterizada pela taxa de deformação específica por fluência ($\dot{\varepsilon}_{fl}$) escrita como função da deformação específica por fluência (ε_{fl}), da tensão no aço (σ_a) e da temperatura (T), integrada no tempo (t) para a obtenção das deformações por fluência (Equação 40):

$$\varepsilon_{fl} = \int_0^t \dot{\varepsilon}_{fl}(\varepsilon_{fl}, \sigma_a, T) dt \quad 40$$

Da mesma forma como o método anterior (modelo de encruamento no tempo), uma das equações possíveis para o caso de encruamento por deformação, sem a necessidade de integração numérica, é a Equação 36, mas removendo a variável tempo, derivando no tempo e inserindo a deformação por fluência acumulada, representada pela mesma Equação 36, resultando na Equação 41. Se essa for integrada no tempo, considerando a tensão como constante, resulta na Equação 36 novamente.

$$\frac{d\varepsilon_{fl}}{dt} = n \cdot K^{1/n} \cdot \varepsilon_{fl}^{(n-1)/n} \cdot \sigma^{m/n} \approx \frac{n \cdot K^{1/n} \cdot \sigma^{m/n}}{\varepsilon_{fl}^{(1-n)/n}} \quad 41$$

A Figura 21 também ilustra a curva de fluência para casos onde a temperatura ou a tensão é aumentada durante o ensaio, apresentando um formato diferente da curva clássica.

A resposta total do elemento é caracterizada pela curva da direita na Figura 21, que foi obtida pela formulação de encruamento do aço pela deformação.

Figura 21 – Fluência para a variação de temperatura ou tensão utilizando a formulação de encruamento do aço pela deformação (adaptado de HANTOUCHE, KHATIB e MOROVAT, 2018)

De forma análoga ao modo que foi explanado como a solução da teoria do encruamento no tempo é obtida, a solução da teoria do encruamento por deformação também é demonstrada.

Resumidamente, a solução do modelo é a junção de curvas de fluência para diferentes tensões, utilizando-se trechos específicos no intervalo de tempo que aquela tensão é constante, ou seja, integrando-se trechos infinitesimais nos quais a tensão é constante, pode-se obter a curva de fluência para uma tensão variável em que ela é a solução do modelo de encruamento no tempo. A Figura 22 é a representação gráfica do resultado, obtido da mesma maneira que na solução de encruamento no tempo, porém a projeção dos trechos das curvas de fluência é horizontal.

Figura 22 – Solução gráfica para o método de encruamento por deformação para uma tensão variável no tempo (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)

Com a finalidade de resolver a integral da Equação 40 é necessário aplicar um método implícito para integração numérica de uma equação diferencial ordinária. O método aplicado é o método reverso de Euler¹⁰ (para o n-ésimo incremento de tempo), considerado na determinação da evolução das deformações específicas por fluência (Equação 42).

$$\varepsilon_{n+1} = \varepsilon_n + \Delta t \cdot f(\varepsilon_{n+1}, t_{n+1}) \quad 42$$

A Equação 42 decorre da expansão em série de Taylor apresentada na Equação 43 que fundamenta o método implícito (ou reverso) de Euler.

$$\varepsilon_n \equiv \varepsilon(t_{n+1} - \Delta t) = \varepsilon(t_{n+1}) - \Delta t \left. \frac{d\varepsilon}{dt} \right|_{t_{n+1}} + E(\Delta t^2) \quad 43$$

¹⁰ Tradução livre do inglês para *backward Euler method*

Diferentemente do método direto, o método reverso pode ser considerado para substituí-lo em casos onde há restrições quanto ao tamanho do incremento de tempo a ser usado, devido aos problemas de instabilidade numérica (há a existência de um incremento de tempo Δt crítico, além do qual instabilidades numéricas podem se manifestar divergindo do resultado desejado). Contudo, métodos implícitos necessitam mais esforço computacional quando são implementados em problemas não lineares.

Ao observar a Equação 42 nota-se que o termo $f(\varepsilon_{n+1}, t_{n+1})$ não é conhecido, portanto a situação se encaixa no quadro de uma equação implícita quando se deseja o cálculo de ε_{n+1} . A solução de um problema implícito é muito mais exaustiva que um problema explícito. Por outro lado, a solução implícita apresenta uma estabilidade numérica incondicional (ZELTKEVIC, 1998), ou seja, independentemente do tamanho do incremento de tempo utilizado, haverá estabilidade numérica.

Por exemplo, se $f(\varepsilon, t) \equiv p(\varepsilon) = \varepsilon \cdot \cos \varepsilon$, a fim de obter o resultado de ε_{n+1} é necessário resolver a seguinte equação não linear, denominada de Equação 44, para qualquer *time step* n .

$$\varepsilon_{n+1} - \Delta t \cdot \varepsilon_{n+1} \cdot \cos(\varepsilon_{n+1}) = \varepsilon_n \quad 44$$

Uma técnica versátil para obter as raízes da solução da Equação 44 é o método de *Newton-Raphson*¹¹, que toma um tempo computacional consideravelmente maior que o método explícito de Euler. No problema acima, tem-se então a Equação 45

$$\varepsilon_{n+1} = \varepsilon_n + \Delta t \cdot \varepsilon_n \cdot \cos(\varepsilon_{n+1}) \quad 45$$

A taxa de deformação específica por fluência pode ser escrita como mostrado na Equação 46.

$$\dot{\varepsilon}_{fl,\varepsilon} = f(\sigma^{t+\Delta t}, \varepsilon^{t+\Delta t}, T^{t+\Delta t}, \dots) \quad 46$$

Na modelagem computacional, softwares estão disponíveis para a estruturação do problema da deformação por fluência a altas temperaturas. A maioria deles possui tanto o método explícito quanto o método implícito a fim de obter as deformações por fluência. Porém,

¹¹ Método de análise numérica com o objetivo de obter raízes por meio de aproximações. É uma técnica bastante usada em modelagens computacionais, na aplicação do método do elemento finito para a convergência de modelos estruturais.

o método explícito necessita de incrementos temporais infinitesimais, e pode levar ao erro devido ao truncamento da série expandida de Taylor (Equação 38). Sendo assim, os manuais disponíveis pelos desenvolvedores de softwares recomendam a utilização do método de integração implícito (*backward Euler method*). Não obstante, fornecem um suporte teórico mais completo para esse método pela maior capacidade de convergência, mesmo que exija um desgaste computacional maior.

3.5.3 Teoria combinada (*time + strain hardening*)

Teorias intermediárias entre os métodos de encruamento no tempo e por deformação, para condições isotérmicas (temperatura não variável), foram discutidas por Johnson, Henderson e Kahn (1963), em que as taxas de deformação por fluência são expressas segundo a Equação 47 (PENNY e MARRIOTT, 1995).

$$\frac{d\varepsilon_{fl}}{dt} = C \cdot \sigma^\gamma \cdot \varepsilon_{fl}^\delta \cdot t^\eta \quad 47$$

Na Equação 47, C , γ , δ e η são constantes que dependem do material.

A teoria resulta em valores intermediários entre os métodos de encruamento no tempo e por deformação. De forma equivalente à solução gráfica dos dois métodos apresentados anteriormente, a solução da teoria combinada também pode ser explanada de forma gráfica (Figura 23). Durante a aplicação da tensão σ_3 o trecho OA segue a curva de fluência original. Na aplicação da tensão σ_4 , o trecho A'B' é projetado para o ponto A, mantendo-se a inclinação da reta tangente para este trecho, resultando no trecho AB. Na aplicação das tensões σ_2 e σ_1 , o procedimento repete, resultando então na solução da teoria combinada.

Figura 23 – Solução gráfica para a teoria combinada para uma tensão variável no tempo (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)

A teoria combinada pode ser retratada como uma superposição dos integrandos das Equações 34 e 40 resultando na Equação 48, o que é uma simplificação do problema da fluência até que uma teoria mais bem fundamentada seja apresentada.

$$\dot{\epsilon}_{II} = f_1(\sigma)f_2(t)f_3(T)f_4(\epsilon_{II})$$

48

3.5.4 Teoria da deformação total

A teoria da deformação total, assim como o próprio nome sugere, assume que existe uma relação diretamente proporcional entre tensão, deformação e tempo, mesmo para tensões variáveis (TAIRA, TANAKA e OHJI, 1960) (PENNY e MARRIOTT, 1995).

Mudanças abruptas mostram que essa teoria difere bastante dos modelos de encruamento no tempo e por deformação, ou seja, é um método pouco preciso para variações significativas

das tensões. Por esse motivo, esse método não é muito considerado nas abordagens de problemas envolvendo fluência. Porém, quando há variações graduais e lentas das tensões no *time-history*, resulta em uma confiabilidade adequada de resultados.

De forma equivalente à solução gráfica dos três métodos apresentados anteriormente, a solução da teoria da deformação total também pode ser explanada dessa maneira (Figura 24).

Figura 24 – Solução gráfica para a teoria da deformação total para uma tensão variável no tempo (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)

A teoria da deformação total não é um método tão avançado para determinação das deformações por fluência quando comparado com os outros métodos aqui apresentados. Mas, é bastante útil em uma análise superficial do problema.

3.6 Modelo material unidimensional (modelo reológico)

As equações materiais ou constitutivas, que relacionam as tensões em um sólido com o seu movimento (considerando a aplicação da teoria mecânica), podem ser desenvolvidas por meio de modelos unidimensionais.

Os modelos unidimensionais proporcionam um melhor entendimento do comportamento dos materiais e são formulados para um estado uniaxial de tensões, acarretando em uma certa simplificação, em que o estado de tensões é descrito pela tensão normal nominal σ , com sua definição de força por unidade de área, e o estado de deformações pelo alongamento linear que é descrito por ε na mesma direção (PIMENTA, 2008).

O modelo unidimensional mais bem conhecido é o modelo elástico de Hooke, que é representado por uma mola e descreve o comportamento no período elástico dos materiais, onde as tensões são resultantes do produto entre o módulo de elasticidade (E) e a deformação (ε).

O aço, como qualquer outro material, pode ser representado por meio de um modelo unidimensional. Mas, o modelo que o representa à temperatura ambiente não é o mesmo que o representa à alta temperatura.

À temperatura ambiente, o comportamento do aço pode ser representado pelo modelo elastoplástico de Prandtl-Reuss, somente se a relação tensão-deformação possuir o caráter bilinear, ou seja, um modelo elástico linear e modelo plástico perfeito (sem encruamento).

O modelo elastoplástico de Prandtl-Reuss é obtido pela associação em série de um modelo elástico com um modelo plástico, conforme a Figura 25.

Figura 25 – Modelo elastoplástico de Prandtl-Reuss (PIMENTA, 2008)

O comportamento do modelo é elástico enquanto a tensão absoluta σ for menor que a resistência ao escoamento R . Para tensões absolutas iguais ou superiores à resistência ao escoamento R , o material escoa, apresentando deformações permanentes.

Quando o material é descarregado de um determinado estado de tensões que foi superior à resistência ao escoamento, apresentará ainda o comportamento elástico, porém com deformações residuais acumuladas ε_p como é ilustrado pela Figura 26.

Figura 26 – Ensaio do modelo elastoplástico (PIMENTA, 2008)

À alta temperatura, o aço não apresenta mais um comportamento mecânico que possa ser representado pelo modelo elastoplástico. O material se torna viscoso, principalmente quando a temperatura excede 30 % a 40 % da temperatura de fusão (que é aproximadamente 400 °C), sendo susceptível a deformações devido à fluência, que pode ser representada por modelos unidimensionais viscoelásticos.

A formulação matemática proposta por Marin e Pao (1953) é uma adaptação da Equação 30 de McVetty (1943) que pode ser expressa na forma da Equação 49.

$$\varepsilon_{fl} = \varepsilon_V + \varepsilon_M \quad 49$$

Na Equação 49:

$$\varepsilon_V = A \cdot \sigma^\alpha (1 - e^{-qt}) \quad 50$$

$$\varepsilon_M = B \cdot \sigma^\beta \cdot t \quad 51$$

Se a Equação 49 for derivada no tempo, para uma tensão constante, resulta na taxa de deformação por fluência, expressa na Equação 52

$$\frac{d\varepsilon_{fl}}{dt} = \frac{d\varepsilon_V}{dt} + \frac{d\varepsilon_M}{dt} \quad 52$$

Na Equação 52:

$$\frac{d\varepsilon_V}{dt} = q \cdot A \cdot \sigma^\alpha \cdot e^{-qt} \quad \text{ou} \quad q \cdot (\varepsilon_{V\text{máx}} - \varepsilon_V) \quad 53$$

$$\varepsilon_{V\text{máx}} = A \cdot \sigma^\alpha \quad \text{para} \quad t \rightarrow \infty \quad 54$$

$$\frac{d\varepsilon_M}{dt} = B \cdot \sigma^\beta$$

55

Marin e Pao notaram que o termo ε_V é referente à deformação não linear dada pelo modelo unidimensional de Kelvin-Voigt e $\varepsilon_H + \varepsilon_M$ é referente à deformação não linear dada pelo modelo unidimensional de Maxwell. Esse modelo que representa as deformações por fluência é estudado pela Teoria da Viscoelasticidade¹² e é representado pela associação dos modelos de Maxwell e Kelvin-Voigt na Figura 27.

Figura 27 – Modelo viscoelástico considerando a fluência para os metais a altas temperaturas (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995 e BRNIC *et al*, 2009)

O modelo de Maxwell é a associação em série de um modelo elástico e um viscoso, e o modelo de Kelvin-Voigt é a associação em paralelo de um modelo elástico e um viscoso.

O comportamento da Equação 49 para uma tensão constante é descrito graficamente pela Figura 28.

¹² A Teoria da Viscoelasticidade descreve o comportamento das deformações ao longo do tempo em materiais como o concreto, metais, madeiras e plásticos.

Figura 28 – Componentes da deformação por fluência segundo o modelo unidimensional proposto por Marin e Pao (adaptado de PENNY e MARRIOTT, 1995)

Brnic *et al* (2009) também desenvolveram um modelo reológico que descrevesse o comportamento da fluência nos metais à alta temperatura. A formulação matemática é para ensaios de fluência de curta duração e é construída com base no modelo unidimensional de Burgers¹³, que é idêntico ao apresentado na Figura 27.

As equações apresentadas abaixo caracterizam o modelo unidimensional de outra forma quando comparado ao modelo de Marin e Pao (BRNIC, TURKALJ, *et al.*, 2009).

$$\sigma = \sigma_{x1} = \sigma_{x2} = \sigma_{x3} \quad 56$$

$$\epsilon_{\text{total}} = \epsilon_{x1} + \epsilon_{x2} + \epsilon_{x3} \quad \rightarrow \quad \dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{x1} + \dot{\epsilon}_{x2} + \dot{\epsilon}_{x3} \quad 57$$

$$\sigma_{x1} = E_1 \epsilon_{x1} ; \sigma_{x2} = E_2 \epsilon_{x2} + \eta_1 \dot{\epsilon}_{x2} ; \sigma_{x3} = \eta_2 \dot{\epsilon}_{x3} \quad 58$$

A partir das Equações 56,57 e 58, a Equação diferencial 59 é obtida.

¹³ BURGERS, J.M. Mechanical considerations-model systems-phenomenological theories of relaxation and of viscosity. First report on viscosity and plasticity. Nordemann Publishing Company. Nova Iorque. 1935

$$\dot{\varepsilon}_{\text{total}} + \frac{E_2}{\eta_2} \varepsilon - \sigma \frac{E_2}{\eta_1 \eta_2} t - \sigma \left(\frac{E_2}{\eta_1 E_1} + \frac{\eta_1 + \eta_2}{\eta_1 \eta_2} \right) = 0, \text{ com } \varepsilon(t = 0) = \frac{\sigma}{E_1} \quad 59$$

A solução é dada pela Equação 60.

$$\varepsilon_{\text{total}} = \sigma \left[\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} (1 - e^{(-E_2/\eta_1)t}) + \frac{t}{\eta_2} \right] \quad 60$$

Nas Equações 58, 59 e 60:

σ – tensão aplicada;

E_1, E_2 – módulo de elasticidade;

t – tempo;

η_1, η_2 – viscosidade do modelo reológico.

Uma análise não linear foi executada por Brnic *et al* (2009) a fim de verificar se há concordância entre a Equação 60 e os ensaios realizados. Os resultados são apresentados pela Figura 29, demonstrando boa aproximação.

Figura 29 – Comparação de resultados dos ensaios e modelagem numérica para 400 °C e tensão constante de 7,75 kN (BRNIC, TURKALJ, *et al.*, 2009)

Neste modelo de fluência do aço a alta temperatura, as deformações por fluência aumentam com a aplicação da tensão. Contudo, após a remoção da tensão, as deformações não são totalmente permanentes, existe uma recuperação discreta das deformações por fluência, como indicado na Figura 28.

Essa característica é muito importante durante a análise de uma estrutura de aço em situação de incêndio. Logo após do período de aquecimento do incêndio vem o período de

resfriamento, no qual as temperaturas diminuem com o tempo, e consequentemente há uma menor relaxação do aço (aumento dos esforços internos solicitantes).

É importante saber que a diminuição da relaxação e da fluência após a temperatura máxima do incêndio ser atingida não fará com que as deformações totais retornem à zero. As deformações por fluência são em sua grande parte permanentes.

No item 6, referente à análise estrutural por meio da modelagem computacional no software ANSYS e diante das teorias demonstradas, o modelo de fluência que foi considerado pelo programa toma por base a teoria de encruamento por deformação, com uma formulação semelhante à apresentada pela Equação 40, solucionada por intermédio de um método de integração implícito, como mostrado na Equação 42, e que é abordado com maiores detalhes no item 5.

4 ESTADO DA ARTE

O aço é presente na história do homem moderno desde o início da Idade do Ferro, há aproximadamente 4000 anos. Um material mais resistente e forte que o bronze (muito utilizado até então), e que começou a substituí-lo na produção de armamentos e ferramentas.

Milhares de anos foram se passando, e a qualidade do ferro produzido dependia tanto da qualidade em sua extração quanto dos métodos de produção.

Aproximadamente no século XVII, grande parte das propriedades do material eram conhecidas, porém, com a expansão urbana e a Revolução Industrial em meados de 1760, a Europa demandava de um metal estrutural mais versátil. Somente no século XIX, com o montante de ferro consumido devido às expansões das malhas ferroviárias, foi gerado um incentivo financeiro a fim de que os metalurgistas na época achassem uma solução para o comportamento frágil do mineral e sua ineficiência nos processos de produção.

No mesmo século, mais especificamente em 1856, Henry Bessemer desenvolveu um modo eficiente de usar oxigênio a fim de reduzir a quantidade do Carbono no ferro. Foi quando o aço da indústria moderna surgiu (BELL, 2018).

Atualmente existem diferentes tipos de ligas metálicas que podem compor o aço com o objetivo de aumentar sua dureza, ductilidade, resistência à corrosão, resistência ao fogo, e entre outros benefícios com o objetivo de adequar o material ao seu uso predeterminado na indústria, seja ela mecânica, química, metalúrgica, naval, civil, e etc.

Com o passar os anos, e com a evolução das tecnologias disponíveis no mercado, é necessário aprimorar constantemente o desempenho dos materiais com a intenção de suprir as necessidades da sociedade. É fundamental também, o cumprimento com os regulamentos normativos do país em que se deseja implantar o material, estabelecer um limite orçamentário para a atividade a ser realizada estar de acordo com as especificações solicitadas e apresentar segurança em situações excepcionais, como por exemplo, o cenário em estudo nesta Dissertação, o incêndio.

A fluência dos metais, que é bastante significativa diante altas temperaturas, foi evidenciada inicialmente em maquinários industriais, fornalhas, caldeiras, ventoinhas de exaustão de metalúrgicas, entre outras estruturas mecânicas, durante o período da primeira e segunda Guerras Mundiais. Apesar disso, até esse período, se algum equipamento que estivesse sob alta temperatura constantemente apresentasse rachaduras ou deformações, tornando-se quase dispensável, era reformado e colocado em uso novamente, não interessando a razão pela qual aquilo estaria acontecendo. Com o tempo, essa razão começou a ser explorada, e assim

iniciou-se o estudo do fenômeno da fluência como parte de mecânica geral aplicada (preliminarmente, a fluência não era relacionada como fator que interferia no comportamento de estruturas civis em situação de incêndio ou expostas a outros regimes de altas temperaturas, tal como um pórtico metálico sobre uma fornalha).

O período da segunda Guerra Mundial deu um grande impulso na pesquisa e desenvolvimento no comportamento de metais diante de altas temperaturas (propulsões a jato de aviões, foguetes e armamentos). A temperatura média dos gases produzidos nas indústrias ao longo do tempo é ilustrada na Figura 30, mostrando que havia necessidade por tecnologia mais apurada.

Figura 30 – Temperatura dos gases em indústrias ao longo do tempo (adaptado de ODQVIST, 1980)

Nos anos seguintes, a evolução tecnológica abriu portas para novos materiais, metais mais leves, ligas mais eficientes e mais acessíveis. Matematicamente e mecanicamente, é necessário que o desempenho desses materiais seja provado, catalogado e disponível para consulta a fim de que seja feita a propagação de uma nova tecnologia e que, eventualmente, ocorram outras benfeitorias subsequentes a essa inovação. O Estado da Arte apresentado no item a seguir tem como objetivo fornecer ao leitor as principais referências que dizem respeito ao fenômeno da fluência nos metais e em estruturas de aço em situação de incêndio. Este trabalho, inédito no meio acadêmico, apresentará o andamento da pesquisa internacional e nacional nos últimos 100 anos.

4.1 E. N. da Costa Andrade

O trabalho de Edward Neville da Costa Andrade em 1910 foi pioneiro e disparou o estudo do comportamento viscoso dos metais (como citado no item 3.2, a viscosidade dos metais não é relacionada à viscosidade dos líquidos, ou viscosidade Newtoniana). O autor cita que naquela época havia pouco ou praticamente nenhum trabalho publicado sobre o fluxo viscoso nos metais que auxiliasse na formulação de alguma teoria ou equacionamento. O autor descreve que o trabalho de Boltzmann (“*Elastische Nachwirkung*”), muito conhecido naquela época, não oferecia assistência no desenvolvimento da teoria sobre o fluxo viscoso nos metais.

Costa Andrade, em 1910, realizou experimentos (mais especificamente, ensaios de tração) em corpos de prova caracterizados como “cordoalhas” de metal, sendo divididos em chumbo, liga de chumbo, latão e cobre, com o propósito de determinar um equacionamento que representasse fielmente as deformações específicas dos metais destacando-se o fluxo viscoso quando expostos a uma tensão mínima (ANDRADE, 1910).

O objetivo do autor não era estudar o comportamento dos metais a altas temperaturas e sim caracterizar o fluxo viscoso dos mesmos quando expostos a tensões e alguns ensaios com temperaturas acima da temperatura ambiente, aproximadamente 162 °C (a temperatura dos corpos de prova era mantida constante por meio de banho em óleo, controlada por um termostato). Nota-se que, os ensaios não foram realizados em aço e nem em seções robustas. Metais com menor ponto de fusão e com seções mais esbeltas são mais suscetíveis ao fluxo viscoso em seu interior, mais adiante chamado de fluência.

Um dos objetivos do autor era trabalhar com tensões constantes. Aparenta ser um trabalho fácil e simples na atualidade, mas à época, como não havia aparatos mecânicos que suprissem a necessidade de controle das taxas de deformação e tensão, o autor teve que considerar uma forma inovadora de realizar esse tipo de ensaio.

A dificuldade nesse tipo de ensaio esteve no fato de que à medida que o carregamento era aplicado no corpo de prova de metal (fios de chumbo, latão e cobre), a seção transversal no comprimento mais frágil vai diminuindo com o tempo (estricção), consequentemente gerando um aumento de tensão se a carga considerada for constantemente aplicada. Na época não havia equipamento para aplicar uma força transiente com a finalidade de manter as tensões constantes. Costa Andrade (1910) então teve que adaptar seu dispositivo a fim de que as tensões fossem constantes, portanto, a força efetiva aplicada teria de diminuir com o tempo (inversamente proporcional às deformações do corpo de prova). O autor considerou um peso de formato

trapezoidal e que seria submergido em um recipiente com água (Figura 31). As dimensões do corpo a ser submergido são dadas pela Equação 61.

Figura 31 – Dispositivo de ensaio para tensões constantes (adaptado de ANDRADE, 1910)

$$y = \sqrt{\frac{M \cdot l_0}{\rho \cdot \pi}} \cdot \frac{1}{l_0 + x}$$

61

Na Equação 61:

M – massa do corpo trapezoidal submergido;

l_0 – comprimento inicial do fio a ser tracionado;

ρ – densidade do líquido (água);

y, x – dimensões do corpo trapezoidal submergido.

Com essa configuração, foi possível obter tensões constantes e assim estudar as deformações nos metais em três partes: a deformação imediata após o carregamento, a deformação que desaparece gradualmente e a deformação constante (presente durante todo o ensaio) (ANDRADE, 1910).

A Figura 32 mostra o alongamento em um carregamento constante (sem utilizar o aparato da Figura 31) e para tensão constante (utilizando o aparato da Figura 31), que mais tarde será chamada de curva de fluência dos metais a altas temperaturas, possuindo um período primário, secundário e terciário (Figura 15).

Figura 32 –Alongamento em função do tempo para carregamento ou tensão constante (adaptado de ANDRADE, 1910)

Além do estudo e análise em um cenário no qual as tensões são constantes, Costa Andrade (1910) também considerou as tensões como variáveis. Isso abriu outras possibilidades de análise, como por exemplo, determinar uma equação que fornecesse o comprimento dos corpos de prova em função das tensões aplicadas.

Como complementação do trabalho de Phillips (1905), Costa Andrade (1910) apresentou a Equação 19 (mostrada no item 3.2), denominando as variáveis de forma diferente, lembrando que, naquela época não se falava em fluência dos metais. A variável β é referente à deformação que desaparece gradualmente (grande influência no período primário de fluência). A variável ϵ_s é chamada por Andrade de k , que representa as deformações constantes devido ao fluxo viscoso do metal (grande influência no período secundário de fluência). Com isso, Costa Andrade (1910) mostra, indiretamente, que cada período de fluência possui uma variável que rege o seu comportamento

Se a Equação 19 for derivada no tempo (t), tem-se a Equação 62.

$$\frac{dl}{dt} = k.l + \frac{1}{3}l_0 \cdot \beta \cdot t^{-2/3} + \frac{1}{3} \cdot \dot{\epsilon}_s \cdot \int_0^t \frac{1}{3} \cdot l_0 \cdot \beta \cdot t^{-2/3} dt \quad 62$$

O primeiro termo da Equação 62 representa puramente o fluxo viscoso. O segundo termo representa o fluxo devido ao rearranjo da estrutura cristalina¹⁴ do metal. O terceiro termo, embora muito pequeno, é relacionado ao fluxo permanente devido à rotação dos cristais na estrutura cristalina do metal. Essas representações só são válidas se o intervalo de tempo for suficientemente pequeno.

Esse foi o estudo que forneceu à comunidade científica o primeiro passo para o desenvolvimento da teoria que represente as deformações por fluência nos aços a altas temperaturas.

4.2 F. H. Norton

O trabalho de Norton (1929) foi um grande avanço quando comparado a outros realizados anteriormente, voltado ao fornecimento de dados mais precisos e muito mais fundamentados. O autor cita no prefácio de seu livro que não havia compatibilidade entre muitos dos dados publicados naquela época, havendo muitas incertezas entre a comunidade científica quando se tratava do estudo de metais diante de altas temperaturas.

Foi destacado anteriormente neste texto, que um dos principais objetivos dentre os pesquisadores da área era o desacoplamento de variáveis relacionadas às deformações devido à fluência. Norton (1929) foi o primeiro a dar indícios do desacoplamento, apresentando uma função que fornece deformações devido à fluência por um equacionamento exponencial (Equação 64) a partir de ensaios realizados em fornalhas à temperatura constante e taxa de carregamento igual a zero, ou seja, carregamentos também constantes. A única variável nos ensaios realizados foi o tempo em que os corpos de prova eram expostos a altas temperaturas. O intervalo de tempo considerado foi bastante longo, tomado na ordem de 10.000 horas à 100.000 horas, em que o corpo de prova era exposto ao calor. Norton (1929) justifica o procedimento tão longo declarando que naquela época era mais confiável obter os resultados somente de ensaios realizados por longos intervalos de tempo, devido à limitação tecnológica que não oferecia precisão nos resultados.

¹⁴ Ao aumento da temperatura, a estrutura cristalina do metal se movimenta, criando planos de “deslizamento” que proporcionam o fluxo viscoso (fluência) (JONES, 2004)

O dispositivo utilizado nos ensaios consistia em uma câmara isolada termicamente onde o corpo de prova era exposto à alta temperatura. As tensões eram geradas por meio de barras que funcionavam como alavancas assim que a carga era inserida no suporte. Havia medidores para coletar a intensidade da carga e a temperatura do ensaio (NORTON, 1929).

Os ensaios foram executados elevando a temperatura dos corpos de prova para a temperatura desejada sem aplicar nenhum tipo de carregamento. Em seguida, o carregamento era aplicado, mas ainda sem atingir a tensão mínima para as deformações por fluência se tornarem significativas no elemento. Isso se mantinha por 400 horas. O carregamento então era aumentado em 10% e mantido novamente por 400 horas. O ensaio era desenvolvido até que as taxas de deformação por fluência (e as próprias deformações também) se tornassem significativamente notáveis até a ruptura do corpo de prova. O gráfico da Figura 33 ilustra o alongamento do aço para diferentes níveis de carregamento a alta temperatura.

Figura 33 – Alongamento (%) em função do tempo (h) para temperatura de 649 °C (adaptado de NORTON, 1929)

As cargas eram constantes, mas as deformações eram controladas em uma taxa de 0,01mm/h, sendo assim, ora as cargas teriam que ser aumentadas para atingir essa taxa de deformação (preaquecimento), ora as cargas teriam que ser reduzidas devido ao aumento das taxas de deformação (altas temperaturas). O procedimento do ensaio indicava que Norton

(1929) procurou obter a curva de fluência somente para o período secundário (taxas de deformação por fluência constantes).

Nos ensaios realizados, curvas referentes ao comportamento da fluência nos corpos de prova a altas temperaturas também foram obtidas, demonstrando as tensões de fluência nos elementos em função da taxa de deformação por fluência (Figura 34) e da temperatura exposta durante o ensaio (Figura 35).

É interessante notar, que na Figura 35, quanto menor a temperatura do corpo de prova, maior são as tensões necessárias para provocar a ocorrência da fluência no aço. Como já mencionado, em temperaturas abaixo de 30% da temperatura de fusão do aço, a fluência é insignificativa pois, teoricamente, as tensões necessárias para causá-la seriam maiores que as tensões que levam o material à ruptura, o que é impossível.

Na Figura 34 e Figura 35, cada curva é referente a um diferente tipo de aço.

Figura 34 – Tensão em função da taxa de deformação por fluência à uma temperatura de 537,8 °C (adaptado de NORTON, 1929)

Figura 35 – Tensão (lbs/pol²) em função da temperatura (°F) no ensaio com duração de 100.000 h com alongamento máximo de 1% (adaptado de NORTON, 1929)

As curvas da Figura 34 que foram construídas sob escala logarítmica, representam uma função exponencial. Se y for tomado como taxa de fluência e x for tomado como tensão aplicada, a relação pode ser apresentada na Equação 63:

$$y = m \cdot x^n$$

63

Na Equação 63, m é a interceptação da reta com o eixo y , enquanto n é dado pela inclinação (ou tangente) da reta. Posteriormente, será apresentada como lei de Norton na forma da Equação 64.

$$\dot{\epsilon}_s = k \cdot \sigma^n$$

64

Na Equação 64:

$\dot{\epsilon}_s$ – taxa de deformação linear específica no período secundário de fluência;

k, n – constantes do material, unicamente dependentes da temperatura.

Se o termo k sofrer alterações, a inclinação da reta tangente ao período secundário, sofrerá rotação, como apresentado na Figura 16.

É interessante notar que, a Equação 64 proposta por Norton (1929) não representa somente o efeito de fluência em metais sob altas temperaturas, mas também na maioria das matérias sólidas existentes, por exemplo, as rochas, fenômeno mais conhecido por Reologia. São materiais geralmente considerados frágeis, mas que apresentam deformações viscoelásticas se tomado como base longos períodos de tempo, diga-se, milhares, ou mesmo milhões de anos. A fluência também pode ser aplicada até no comportamento do deslizamento de geleiras no Ártico, sendo possível considerar a de lei de Norton (ODQVIST, 1980).

4.3 W. O. Richmond

H. J. Tapsell (1931) realizou inúmeros ensaios experimentais relacionados à fluência dos metais. Seu trabalho é considerado como a primeira “revisão” de trabalhos anteriores feitos e relacionados ao fenômeno da fluência nos metais, pois até então, somente teorias baseadas em experimentos de autoria própria foram apresentadas (ANDRADE, 1910) (NORTON, 1929).

W. O. Richmond (1934) em um artigo, descreveu um dispositivo diferente daqueles criados previamente, com o propósito de realizar ensaios de fluência em um curto intervalo de tempo a altas temperaturas no vácuo (algo nunca realizado até então).

É interessante notar que para evitar a oxidação do aço a altas temperaturas, cada pesquisador utilizou técnicas diferentes. Norton (1929) utilizou nitrogênio com o objetivo de evitar a oxidação e Richmond (1934) utilizou o vácuo.

O ensaio de Richmond (1934) foi feito da seguinte maneira:

1. Os corpos de prova (cordoalhas de aço) foram expostos à tensão desejada, e então colocados no vácuo;
2. A temperatura nos elementos foi elevada por meio de uma corrente elétrica;
3. Leituras da deformação dos corpos de prova eram realizadas a cada 10 minutos até a ruptura.

Os resultados dos ensaios são apresentados na Figura 36, Figura 37 e Figura 38.

Figura 36 – Curvas de fluência à uma temperatura de 900 °C e a tensões constantes diferentes (adaptado de RICHMOND, 1934)

Nota-se que o comportamento das curvas da Figura 36 se assemelha ao apresentado na Figura 16, à medida que as tensões aplicadas vão sendo elevadas.

Figura 37 – Taxa de deformação mínima de fluência em função da tensão aplicada e a temperaturas constantes diferentes (adaptado de RICHMOND, 1934)

Figura 38 – Taxa de deformação mínima de fluência em função da temperatura e a tensões constantes (adaptado de RICHMOND, 1934)

Da Figura 37, conclui-se que em altas tensões, as curvas de taxa de deformação mínima têm comportamento praticamente linear, onde as taxas aumentam com a elevação da carga. Porém para baixas tensões elas apresentam uma certa curvatura, assumindo que têm comportamento assintótico a zero quanto menor for a tensão. Sendo assim, não existe deformação por fluência sem carregamento aplicado. O trecho linear da curva da Figura 37 indica que em temperaturas constantes a relação logarítmica da Equação 65 é válida.

$$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 \cdot \ln\left(\frac{v}{v_0}\right)$$

65

Na Equação 65:

σ – tensão aplicada;

$v = d\varepsilon/dt$ – velocidade de deformação do material;

σ_1 , σ_2 e v_0 – constantes do material.

As constantes do material são válidas para altas tensões e taxas de deformação relativamente elevadas. A Equação 65 foi originalmente introduzida na literatura para expressar a variação das tensões com a velocidade de deformação em casos de viscosidade plástica (DEUTLER, 1932 *apud* RICHMOND, 1934).

A esta altura, já se sabia que o comportamento dos metais a altas temperaturas dependia de três variáveis: tempo, temperatura e tensão. Graficamente, à uma determinada temperatura elevada, a deformação, tempo e a tensão são representados tridimensionalmente (Figura 39).

Figura 39 – Conceção tridimensional do comportamento dos metais a altas temperaturas (adaptado de SMITH, 1935)

Nenhum dos estudos realizados até então tinham relação com a Engenharia Civil. Todos eram do âmbito da metalurgia ou da mecânica (como mencionado no início deste capítulo, havia uma preocupação muito grande em relação ao aumento da temperatura de operação de elementos industriais, automobilísticos e aeroespaciais), portanto, as temperaturas, em sua maioria eram consideradas constantes ao longo de todo o ensaio juntamente com a tensão aplicada de forma constante até atingir o Estado Limite Último do corpo de prova. No caso das estruturas de aço utilizadas na construção civil, elas são expostas ao incêndio, portanto com temperatura variável, crescente de início e decrescente na fase de resfriamento. O comportamento transiente só começou a ser levado em conta pelos pesquisadores a partir da década de 1950 (SHERBY e DORN, 1952) e 1960 (HARMATHY, 1967).

4.4 C. Zener e J. H. Hollomon

Na maioria das estruturas estudadas pela Engenharia, em temperatura ambiente, os aços trabalham somente na região elástica do diagrama tensão-deformação, independentemente das taxas com que as deformações ocorrem. Em outras condições, em específico em situação de incêndio, o aço pode atingir o patamar de escoamento e sofrer deformações plásticas (irreversíveis) durante o serviço, que ocorrem à uma taxa significativamente elevada. Para que seja possível estudar e prever o comportamento de tais estruturas, é necessário saber a relação entre tensão e deformação na região elastoplástica, e a dependência dessa relação com as taxas de deformação

do aço (ZENER e HOLLOMON, 1944). Para que fosse possível determinar a relação tensão-deformação a altas temperaturas constantes, Zener e Hollomon (1944) consideraram que essa relação depende somente da taxa de deformação e da temperatura, por meio de um único parâmetro Z, atualmente conhecido como parâmetro de Zener-Hollomon (Equação 66). Em estudos realizados posteriormente, a taxa de deformação da Equação 66 é relacionada à inclinação da reta tangente do período secundário da curva de fluência (GIEDT, SHERBY e DORN, 1952). Na opinião do autor desta Dissertação, a descoberta e introdução do parâmetro Z é a mais importante desde o estudo realizado por Norton (1929), pois é um parâmetro pelo qual a tensão pode ser descrita em função da temperatura como é mostrado pela Equação 67 (SHERBY e DORN, 1952).

$$Z = \dot{\epsilon}_s \cdot e^{\frac{\Delta H}{RT}} \quad 66$$

Na Equação 66:

Z – parâmetro de Zener - Hollomon;

$\dot{\epsilon}_s$ – taxa de deformação linear específica no período secundário de fluência;

ΔH – energia de ativação da fluência (J/mol);

R – constante dos gases (J/mol.K);

T – temperatura absoluta (K).

$$\sigma_c = f\left(\dot{\epsilon}_s \cdot e^{\frac{\Delta H}{RT}}, \epsilon\right) \quad 67$$

Na Equação 67, σ_c é a tensão inicial constante aplicada no corpo de prova ao longo do ensaio, também citada em algumas referências como tensão de fluência ou tensão última.

O parâmetro Z é válido somente para situações nas quais a temperatura é constante ao longo de todo o ensaio.

A utilidade do trabalho de Zener e Hollomon (1944) de correlacionar com precisão o período secundário de fluência com as tensões últimas pode ser observado na Figura 40 e Figura 41. Além disso, é demonstrado também que a deformação por fluência pode atingir quase a totalidade das deformações totais do aço a alta temperatura, pois os pontos resultantes dos ensaios de fluência estão alinhados com os de tensão última de tração

Figura 40 – Correlação entre ensaios de tração e de fluência para a liga Al-Mg com $T = 400\text{ K}$ (adaptado de SHERBY e DORN, 1952)

Na Figura 40 o eixo x representa o logaritmo neperiano do parâmetro Z (considerando $\Delta H = 17900\text{ cal/mol}$ ou 74894 J/mol), e o eixo y a tensão aplicada em lbs/pol^2 . A linha cheia representa o modelo analítico utilizando a teoria proposta por Zener e Hollomon (1944), e os pontos são relativos aos dados coletados de ensaios (a variação da forma geométrica dos pontos remete à porcentagem de magnésio na liga metálica – quanto maior, mais resistente).

Figura 41 – Correlação entre ensaios de tração e de fluência para alumínio puro (adaptado de SHERBY e DORN, 1952)

Na Figura 41, a linha cheia indica o modelo analítico, e os pontos indicam ensaios realizados em diferentes temperaturas. Como esperado, para ensaios em diferentes temperaturas (mas no mesmo material) os pontos seguem a curva do modelo analítico, pois, quando a temperatura é elevada, as taxas de deformação tendem a ser maiores.

Vale destacar que os diagramas da Figura 40 e Figura 41 são relativos a ensaios realizados em ligas metálicas de alumínio-magnésio e alumínio puro. Embora não sejam para o aço, se a teoria é válida para um tipo de metal, ela é potencialmente válida para todos os tipos. Todos os metais tem estrutura cristalina bem definida, e sofrem fluência a altas temperaturas, mas sob diferentes condições de temperatura, tensão e tempo.

O que pode influenciar no comportamento da curva de fluência é a composição química da liga metálica. Algumas curvas podem apresentar um período secundário com menor inclinação da reta tangente (liga metálica mais resistente às deformações por fluência) ou um período secundário com maior inclinação da reta tangente (liga metálica menos resistente às deformações por fluência).

4.5 O. D. Sherby e J. E. Dorn

A década de 1950 foi iniciada com uma compreensão bastante sólida do fenômeno da fluência nos aços a altas temperaturas. Esse já não era mais um problema restrito aos metalúrgicos e mecânicos, fazendo parte também da Engenharia Civil e de Materiais. Foi um período bastante próspero no que se refere à estudos relacionados à fluência dos metais.

Sherby, Orr e Dorn (1953) descobriram de forma experimental que, sob uma tensão constante, a curva de fluência dos metais independe da temperatura se, ao invés do tempo (t) for utilizado no eixo das abcissas, o tempo compensado pela temperatura (τ), conforme a Equação 68 (SILVA, 1997).

$$\tau = \int_0^t e^{-\frac{\Delta H}{R.T}} dt \xrightarrow{\text{temperatura constante}} \tau = t \cdot e^{-\frac{\Delta H}{R.T}} \quad 68$$

Então, das teorias apresentadas anteriormente, tem-se que as deformações por fluência podem ser representadas na forma da Equação 69 (SHERBY, ORR e DORN, 1953).

$$\varepsilon_{fl} = f(\tau, \sigma) \approx \varepsilon_{fl} = f\left(t \cdot e^{-\frac{\Delta H}{R.T}}, \sigma\right)$$

ou

$$\tau = f(\varepsilon_{fl}, \sigma)$$

Na Equação 69:

69

ΔH – energia de ativação da fluência (J/mol);

R – constante dos gases (J/mol.K);

t – tempo (h);

T – temperatura absoluta (K).

Um segundo tipo de correlação foi obtido pela derivação da Equação 69 em relação ao tempo (t), originando a Equação 70.

$$\dot{\epsilon}_{fl} = \left(\frac{df}{d\tau} \right) \frac{d\tau}{dt} = f'(\tau, \sigma) e^{-\Delta H/R.T} \quad 70$$

Para o período secundário de fluência, tem-se a Equação 71.

$$\dot{\epsilon}_s = f'(\tau_s, \sigma) e^{-\Delta H/R.T} \quad 71$$

Considerando a segunda relação da Equação 69, o tempo compensado pela temperatura (τ) é função somente das tensões (σ), pois somente o período secundário de fluência é considerado ($\dot{\epsilon}_s = cte$), então, a Equação 72 é válida.

$$\sigma = f\left(\dot{\epsilon}_s \cdot e^{\Delta H/R.T}\right) = f(Z) \quad 72$$

Como o parâmetro de Zener-Hollomon (Z) depende unicamente da tensão (σ) aplicada durante o ensaio, em função do tempo compensado pela temperatura proposto por Dorn (τ), a curva de fluência tem o aspecto apresentado por alguns ensaios (SHERBY, ORR e DORN, 1953) da Figura 42 e Figura 43. O material ensaiado foi o Níquel.

Figura 42 – Correlação entre ensaio de fluência e modelo analítico levando em consideração o tempo compensado pela temperatura (adaptado de SHERBY, ORR e DORN, 1953)

O modelo analítico é suficiente para situações de temperatura variável com o tempo (demonstrado pela primeira vez na literatura até o ano de 1953), indicando interesse no estudo do fenômeno do incêndio, o qual possui um período de temperaturas crescentes e um período de temperaturas decrescentes.

Figura 43 – Curvas de fluência do ensaio e do modelo analítico para ensaios transientes (temperatura variável com o tempo) e tensão constante (adaptado de SHERBY, ORR e DORN, 1953)

Da Figura 42, observa-se que para o segundo período de fluência (a partir de $\tau \approx 5$), tem-se a Equação 73.

$$\epsilon_{fl} = \epsilon_{fl,0} + Z \cdot \tau$$

73

Na Equação 73:

$\epsilon_{fl,0}$ – valor da deformação linear específica que se encontra ao prolongar a reta $\epsilon_{fl}(\tau)$ do período secundário até o eixo y (vide Figura 44).

Figura 44 – Curva de fluência $\varepsilon_f \times \tau$ para tensão constante (SILVA e MANIERI, 2019)

Vale citar um detalhe importante com relação à energia de ativação da fluência (ΔH). Essa é praticamente uma constante universal, independe da alta temperatura (acima de aproximadamente 45% da temperatura de fusão do metal), e também das deformações e tensões por fluência. Portanto, as Equações 69 e 72 só serão válidas em temperaturas acima de 45% da temperatura de fusão do material (mesmo que a fluência ocorra a 30% da temperatura de fusão). A energia de ativação de fluência é aquela que remove as barreiras a fim de promover o deslocamento, metalograficamente e microscopicamente falando na questão da estrutura cristalina do metal em estudo (SHERBY, ORR e DORN, 1953). Sendo assim, a energia de ativação de fluência é associada à energia de ativação da fusão do material. A comparação entre as energias de ativação de alguns tipos de metal é apresentada na Figura 45 e a comparação entre a energia de ativação da fluência e a temperatura de fusão é apresentada na Figura 46. (SHERBY, ORR e DORN, 1953).

Figura 45 – Correlação entre a energia de ativação de fluência e energia de ativação da auto difusão (adaptado de SHERBY, ORR e DORN, 1953)

Figura 46 – Correlação da energia de ativação da fluência e a temperatura de fusão do metal (adaptado de SHERBY, ORR e DORN, 1953)

4.6 T. Z. Harmathy

Com base na teoria da fluência proposta por Sherby e Dorn (1952) um modelo de fluência foi desenvolvido por Harmathy (1967) a fim de calcular as deformações em temperaturas crescentes e carregamento levemente variável. É mostrado que a curva de fluência (exceto o período terciário) para materiais de estrutura policristalina (metais) pode ser determinada por dois parâmetros dependentes das tensões, parâmetro de Zener-Hollomon (Z) e ϵ_{fl0} que é o valor da deformação linear específica que se encontra ao prolongar a reta $\epsilon_{fl}(\tau)$ do período secundário até o eixo y (Figura 42 e Equação 73). Portanto, Harmathy (1967) apresenta modelos analíticos que descrevem as deformações por fluência de forma explícita (é a primeira vez em que se fala

em termos de fluência explícita do diagrama tensão-deformação dos metais a altas temperaturas) (HARMATHY, 1967).

Harmathy (1967) tinha preocupação em lidar com o cenário de incêndio em estruturas de aço, o problema era que, naquela época, ainda não havia modelos analíticos que representassem a fluência nessa condição. Com o objetivo de resolver esse problema era necessário um modelo de fluência que não possuísse nenhuma restrição no que diz respeito à temperatura e tensões. Nisso, a teoria formulada por Dorn (SHERBY e DORN, 1952) (SHERBY, ORR e DORN, 1953) foi considerada como ponto de partida para o desenvolvimento de um novo modelo analítico de fluência explícita.

A Figura 47 foi obtida de ensaios efetuados por Harmathy (1967) a fim de servir de embasamento do estudo a ser realizado, no qual as tensões foram mantidas constantes.

Figura 47 – Deformação em função do tempo compensado pela temperatura (adaptado de HARMATHY, 1967)

Da Figura 47 é possível interpretar melhor o comportamento do material quando comparado à Figura 42, pois duas conclusões de Dorn (SHERBY, ORR e DORN, 1953) são possíveis de serem visualizadas graficamente. A primeira é que a inclinação da reta que determina o período secundário de fluência depende somente das tensões aplicadas. A segunda é que prolongando o trecho linear do período secundário de fluência, o ponto de interceptação no eixo y dá o valor de ϵ_{f0} , então a Equação 74 é válida.

$$\varepsilon_{fl0} = \varepsilon_{fl0}(\sigma) \text{ quando } \frac{d\sigma}{dt} = 0 \text{ para } t > 0 \quad 74$$

Dividindo-se a Equação 71 pela 72, tem-se a Equação 75.

$$\frac{1}{Z} \cdot \frac{d\varepsilon_{fl}}{d\tau} = f(\tau, \sigma) \quad 75$$

Eliminando-se primeiramente o parâmetro de Dorn (τ) depois a tensão (σ) com o auxílio da Equação 69, obtém-se a Equação 76.

$$\frac{1}{Z} \cdot \frac{d\varepsilon_{fl}}{d\tau} = f(\varepsilon_{fl}, \varepsilon_{fl0}) \Rightarrow \frac{1}{Z} \cdot \frac{d\varepsilon_{fl}}{d\tau} = \frac{1}{\Phi(\varepsilon_{fl}, \varepsilon_{fl0})} \quad 76$$

Integrando-se a Equação 76 resulta na Equação 77.

$$\psi = \int_0^\varepsilon \Phi(\varepsilon_{fl}, \varepsilon_{fl0}) d\varepsilon \Rightarrow \psi(\varepsilon_{fl}, \varepsilon_{fl0}) = Z \cdot \tau \quad 77$$

A Equação 77 fornece o segundo termo presente na Equação 73, que representa o comportamento da curva de fluência da Figura 47. Porém, ela não caracteriza de forma correta o período primário, assumindo que a curva seja restrita somente ao período secundário. Para isso, a Equação 73 deveria ser estendida ao primeiro período da curva de fluência.

Como a Equação 76 não fornece uma solução em que apresente as deformações por fluência de forma explícita, pode-se representar sua solução na forma da Equação 78.

$$\xi = \xi\left(\frac{Z \cdot \tau}{\varepsilon_{fl0}}\right) \text{ para } \frac{d\sigma}{dt} = 0 \quad 78$$

Da Equação 78, ξ é definido na Equação 79.

$$\xi = \frac{\varepsilon_{fl} - Z \cdot \tau}{\varepsilon_{fl0}} \quad 79$$

Na Equação 79, ξ é a quantidade relativa à proporção do período primário de fluência. Portanto, a Equação 78 representa as deformações por fluência em função do tempo compensado pela temperatura para o período primário em forma adimensional.

A Equação 80 é a integração da Equação 78.

$$\frac{Z\tau}{\varepsilon_{f0}} = \int_0^{\varepsilon_f/\varepsilon_{f0}} \tanh\left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{f0}}\right) d\left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{f0}}\right) \text{ para } \frac{d\sigma}{dt} = 0 \quad 80$$

A solução é a Equação 81.

$$\frac{Z\tau}{\varepsilon_{f0}} = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{f0}} - \tanh\left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{f0}}\right) \text{ para } \frac{d\sigma}{dt} = 0 \quad 81$$

Descrevendo em termos de ξ tem-se a Equação 82.

$$\xi = \tanh\left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{f0}}\right) \text{ para } \frac{d\sigma}{dt} = 0 \quad 82$$

Substituindo na Equação 73, resulta a Equação 83.

$$\varepsilon_f = \varepsilon_{f0} \tanh\left(\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{f0}}\right) + Z\tau \xrightarrow[\tanh(\varepsilon_f/\varepsilon_{f0}) \cong 1]{\text{período secundário}} \varepsilon_f = \varepsilon_{f0} + Z\tau \quad 83$$

Expandindo-se a tangente hiperbólica na Equação 82, em série de Taylor até o segundo termo, tem-se a Equação 84.

$$\frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{f0}} \approx \left(3 \frac{Z\tau}{\varepsilon_{f0}}\right)^{1/3} \quad 84$$

Então, finalmente, a Equação 85 representa a curva de fluência (HARMATHY, 1967).

$$\varepsilon_f \approx (3Z\varepsilon_{f0}^2)^{1/3} \tau^{1/3} + Z\tau \text{ para } \frac{d\sigma}{dt} = 0 \quad 85$$

A teoria de Harmathy é válida para o intervalo $0 < \varepsilon_f/\varepsilon_{f0} < 0,5$ e tensões praticamente constantes. Para tensões significativamente variáveis com o tempo, os resultados do modelo analítico divergem bastante dos resultados experimentais com o passar do tempo do ensaio (KODUR e DWAIKAT, 2010) como observado na Figura 48.

Figura 48 – Comparação entre os modelos experimental, computacional e analítico (KODUR e DWAIKAT, 2010)

Harmathy (1967) afirma que a Equação 85 pode ser considerada como uma forma mais elaborada do equacionamento celebrado por Costa Andrade (1910), porém é expressa em termos da variável tempo compensado pela temperatura ao invés do tempo.

4.7 W. Skowronski

O pesquisador polonês Wojciech Skowronski, em 1988, apresentou um modelo analítico e teórico que representasse os efeitos das tensões e deformações em elementos de aço quando expostos a altas temperaturas. O método foi desenvolvido com base na formulação de Harmathy (1967) e da equação modificada do modelo de Ramberg-Osgood¹⁵. O objetivo do autor era generalizar a equação que determina as deformações por fluência com maior precisão e poder aplicá-las em processos computacionais sem que exija alto poder de processamento por parte da máquina.

Somente os resultados de ensaios de incêndio não são suficientes para formular modelos que interpretem o processo de um colapso estrutural devido ao fogo. É necessária uma análise teórica desses ensaios.

O grau de ruína de elementos de aço em ensaios de incêndio é mensurado pela flecha admissível e taxa de deformação admissíveis, que são estabelecidas por um critério predeterminado. O trabalho de Skowronski (1988) valida um novo tipo de abordagem com a

¹⁵ Modelo que relaciona a deformação linear específica e a tensão, publicado pelo NACA Technical Memorandum em 1943 (SILVA, 1997)

intenção de determinar as deformações por fluência analisando a resistência e flechas de vigas de aço em situação de incêndio.

Da forma como Harmathy tomou por base a teoria de Dorn (HARMATHY, 1967), Skowronski tomou por base a teoria de Harmathy (SKOWRONSKI, 1988).

Da Equação 84 e 64, Skowronski (1988) propôs uma forma de aplicar os modelos analíticos existentes até então também no período secundário de fluência (SILVA, 1997), assumindo a forma da Equação 86.

$$\frac{\varepsilon_{fl}}{\varepsilon_{fl0}(\sigma)} = \left[3 \cdot \frac{Z(\sigma) \cdot \tau}{\varepsilon_{fl0}(\sigma)} \right]^{1/3} \cdot \phi_a(\sigma) \quad 86$$

Na Equação 86, $\phi_a(\sigma)$ é um fator de correção que aumenta a precisão do modelo

Da Equação 86 tem-se a Equação 87.

$$\varepsilon_{fl} = \varepsilon_{fl0}^{2/3} (3 \cdot Z)^{1/3} \left(\int_0^t e^{-\Delta H / R \cdot T} dt \right)^{1/3} \phi_a(\sigma) \quad 87$$

Explicitando-se os argumentos das funções da Equação 87 (SILVA, 1997), tem-se a Equação 88.

$$\varepsilon_{fl}(\sigma, T(t)) = \varepsilon_0^{2/3}(\sigma) (3 \cdot Z(\sigma))^{1/3} \left(\int_0^t e^{-\frac{\Delta H}{R \cdot T}} dt \right)^{1/3} \phi_a(\sigma) \quad 88$$

No processo computacional de regressão linear a fim de estabelecer a descrição mais próxima possível da curva de fluência, o fator de correção pode ser escrito na forma da Equação 89.

$$\phi_a(\sigma) = B \cdot \sigma^m \quad 89$$

Na Equação 89, B e m são constantes do material. Como consequência, o modelo representado pela Equação 90 pode ser adequado em períodos primários e secundários de fluência.

$$\varepsilon_{fl} = B \cdot \sigma^m \left[\int_0^t e^{-\Delta H / R T} dt \right]^{1/3} \quad 90$$

Na Equação 90:

$$B = \sqrt[3]{3} \cdot B_1^{2/3} \cdot B_2^{1/3} \cdot B_4$$

$$m = \frac{2}{3}m_1 + \frac{1}{3}m_2 + m_4$$

91

Correlacionando-se o modelo de fluência proposto com os resultados do aço ASTM A36 a altas temperaturas, considerando $\sigma \leq 103 \text{ MPa}$ (SKOWRONSKI, 1988), têm-se:

$$\frac{\Delta H}{R} = 38900 \text{ K}$$

$$Z(\sigma) = 3,7296 \times 10^{-8} \cdot \sigma^{4,70}$$

$$\varepsilon_0(\sigma) = 4,0708 \times 10^{-6} \cdot \sigma^{1,75}$$

$$\phi_a(\sigma) = 3,9862 \times 10^{-4} \cdot \sigma^{1,45}$$

Portanto, para o aço ASTM A36, tem-se a Equação 92.

$$\varepsilon_{fl}(t) = 1,0534 \times 10^{-4} \sigma^{4,1833} \left(\int_0^t e^{-\frac{38900}{\theta(t)+273,16} dt} \right)^{1/3} \quad 92$$

Comparando-se o modelo de fluência proposto aos resultados para o aço ASTM A36 à temperatura constante de 482 °C, considerando $\sigma \leq 103 \text{ MPa}$ encontraram-se bons resultados (SKOWRONSKI, 2001) conforme Figura 49.

Figura 49 – Curvas de fluência para o aço ASTM A36 a uma temperatura de 482 °C (SKOWRONSKI, 2001)

Skowronski (2001) apresenta pela primeira vez na literatura referente à fluência do aço em situação de incêndio, a importância da taxa de aquecimento no elemento e como isso afeta diretamente o desenvolvimento das deformações ao longo do tempo. Anos depois, será estudado que a fluência tem de ser avaliada explicitamente, dependendo da taxa de aquecimento que o corpo de prova é exposto.

A Figura 50, Figura 51, Figura 52 e Figura 53 ilustram a influência da taxa de aquecimento e a variação ou não das tensões aplicadas nas taxas de deformações elástica ($\dot{\epsilon}_e$), plástica ($\dot{\epsilon}_p$), térmica ($\dot{\epsilon}_\theta$) e por fluência ($\dot{\epsilon}_{fl}$), considerando o aço ASTM A36.

Figura 50 – Taxa de deformação a baixas taxas de aquecimento sob uma tensão constante de 150 MPa (SKOWRONSKI, 2001)

Figura 51 – Taxa de deformação a baixas taxas de aquecimento sob tensão variável $d\sigma/dt = 0,0167$ MPa/s (SKOWRONSKI, 2001)

Figura 52 – Taxa de deformação a altas taxas de aquecimento sob uma tensão constante de 150 MPa (SKOWRONSKI, 2001)

Figura 53 – Taxa de deformação a altas taxas de aquecimento sob uma tensão variável $d\sigma/dt = 0,0833$ MPa/s (SKOWRONSKI, 2001)

A Figura 54 e Figura 55 mostram, graficamente, os resultados de forma tridimensional, envolvendo as variáveis tensão, deformação e temperatura para taxas de aquecimento de 4 °C/min e 50 °C/min, respectivamente.

Skowronski (2001) mostra então que as deformações durante um processo de fluência em um material de natureza metálica à alta temperatura são tão altas quanto menor for a taxa de aquecimento durante o processo.

Figura 54 – Deformações durante fluência do aço ASTM A36 aquecido a uma taxa de 4 °C/min (SKOWRONSKI, 2001)

Figura 55 – Deformações durante fluência do aço ASTM A36 aquecido a uma taxa de 50 °C/min (SKOWRONSKI, 2001)

No mesmo ano em que Skowronski (1988) publicou seu modelo analítico que descreve as deformações por fluência de forma explícita, Twilt (1988) publica, pela primeira vez, um texto que relaciona fluência explícita e fluência implícita com diferentes regimes de aquecimento e incêndio, algo que até então não havia se concretizado.

Os modelos pelos quais as propriedades mecânicas do aço a altas temperaturas são descritos, podiam ser distinguidos em modelos “avançados” nos quais a fluência era considerada explicitamente (SHERBY e DORN, 1952) (HARMATHY, 1993) (SKOWRONSKI, 1988) e em modelos “pragmáticos” nos quais as propriedades mecânicas e de deformação são demonstradas como um conjunto de relações tensão-deformação que dependem da temperatura. Nesse último caso, a fluência é incluída de forma implícita (TWILT, 1988).

Conclui-se que pelo menos sob a influência de temperatura constante, não é necessário utilizar-se um modelo de fluência complexo, mas outras formas que sejam simples (por exemplo, diagramas tensão-deformação que não dependem do tempo) (TWILT, 1988). Outros casos, como por exemplo, a exposição ao incêndio natural e diferentes taxas de aquecimento, a fluência deve ser levada em conta explicitamente.

4.8 V. P. Silva

Silva (1997) em um dos anexos de sua Tese de Doutorado introduz, pela primeira vez no Brasil, o conceito de fluência nos aços estruturais em situação de incêndio na Engenharia Civil, avaliando a importância de considerar a curva natural de incêndio na análise das deformações por fluência no aço a altas temperaturas.

O trabalho envolve um breve Estado da Arte no que é referente ao desacoplamento das variáveis tensão, tempo e temperatura da formulação analítica das deformações por fluência em um elemento de aço em situação de incêndio. O autor teve o objetivo de demonstrar que, ao contrário do que diversos autores internacionais apresentavam (LIE, 1972) (HARMATHY, 1967) (SKOWRONSKI, 1988), a deformação linear específica e a taxa de deformação por fluência não cresce para valores que inviabilizariam o uso das estruturas de aço acima de 400 °C.

Para isso, o autor apresenta três diferentes análises demonstrando que para altas temperaturas constantes ou temperaturas crescentes com o tempo podem ser consideradas análises incorretas na hora de avaliar um corpo de aço em situação de incêndio no qual existe a fase de aquecimento e a fase de resfriamento.

4.8.1 Temperatura constante

Em regime de temperatura e tensão constantes, tomando como base a Equação 92 de Skowronski (1988) as curvas de fluência para as temperaturas de 600 °C, 650 °C e 700 °C são traçadas para uma tensão constante de $\sigma = 5,56 \text{ kN/cm}^2$ na Figura 56.

Figura 56 – Diagrama $\epsilon \times t$ para temperaturas e tensão constantes segundo Skowronski (SILVA e MANIERI, 2019)

Lie (1972) constrói um diagrama demonstrando que a taxa de deformação específica por fluência no período secundário $\dot{\epsilon}_s(\theta)$ aumenta de forma significativa a partir de 450 °C, chegando a aumentar 300 vezes entre 450 °C e 525 °C. A formulação de Skowronski (1988) também segue a mesma diretriz, porém não aumenta com a mesma intensidade. A Figura 57 ilustra as taxas de deformação específica do equacionamento de Lie (1972) e Skowronski (1988) para uma exposição de 0,5 h, 1,0 h e 2,0 h, reforçando a conclusão de que estaria inviabilizando o uso do aço em temperaturas acima de 450 °C.

Figura 57 – Diagrama $d\varepsilon/dt \times \theta$ conforme Lie e Skowronski (SILVA e MANIERI, 2019)

A curva de Lie (1972) na Figura 57 representa a taxa de deformação específica por fluência secundária por meio da Equação 93.

$$\dot{\varepsilon}_S = Z \cdot e^{-\Delta H/R.T} \quad 93$$

Com o parâmetro de Zener-Hollomon (Z) dado pela Equação 94.

$$Z = 1,23 \times 10^{16} \cdot e^{0,043425\sigma} \quad \text{com } \sigma = 15\text{kN/cm}^2 \quad 94$$

As curvas de Skowronski (1988) provém da derivada no tempo da Equação 92, representada pela Equação 95.

$$\dot{\varepsilon}_{fl} = 3,511 \times 10^{-5} \cdot \sigma^{4,1833} \cdot e^{-\frac{38900}{3(\theta+273,16)}} \cdot t^{-2/3} \quad 95$$

Observa-se que no equacionamento de Skowronski (1988) a taxa de deformação específica é menor que Lie (1972) e diminui com o tempo de exposição ao calor, mas mesmo assim, com o aumento da temperatura, ambas continuam a inviabilizar o uso do aço em temperaturas acima de 400 °C (SILVA, 1997).

4.8.2 Temperatura variável com o tempo

4.8.2.1 Temperatura variável com o tempo conforme o modelo de incêndio-padrão

A conclusão dos resultados dos estudos que inviabilizariam o uso do aço em temperaturas acima de 400 °C, em situação de incêndio, foi obtida por meio de aplicações da curva temperatura-tempo ASTM E-119 (1988). Essa curva possui somente um ramo ascendente, o que causa uma deformação por fluência sempre crescente, atingindo valores bem maiores do que as deformações elástica e plástica.

O comportamento da curva de incêndio-padrão conduz a valores de tempo compensado (Equação 68) elevados e crescentes com a temperatura e por consequência valores de deformação específica também elevados, conforme Figura 59 e Figura 60.

A curva tempo compensado em função da temperatura (Figura 58) foi elaborada segundo a curva-padrão ISO-834 (2014) (o comportamento dessa curva temperatura-tempo é apresentado no ANEXO A). Adotando-se essa curva, admite-se que a temperatura do aço é a mesma dos gases quentes que envolvem a estrutura. Os gráficos da Figura 59 e Figura 60 foram traçados sob uma tensão constante de $\sigma = 5,75\text{kN/cm}^2$ que é a resistência ao escoamento do aço a 700 °C.

Figura 58 – Diagrama $\tau \times t$ para temperatura variável conforme curva-padrão ISO - 834 (SILVA e MANIERI, 2019)

Figura 59 – Diagrama $\varepsilon_f \times t$ para temperatura variável conforme curva-padrão ISO-834 (SILVA e MANIERI, 2019)

Figura 60 – Diagrama $\varepsilon_f \times \theta$ para temperatura variável conforme curva-padrão ISO-834 (SILVA e MANIERI, 2019)

4.8.2.2 Temperatura variável com o tempo conforme o modelo do incêndio natural

Nos casos apresentados no item 4.8.2.1 os autores tomaram por base a curva-padrão de temperatura do incêndio, a qual possui somente ramo ascendente. Acontece que, considerando as curvas realísticas temperatura-tempo de incêndio, a deformação por fluência dos aços

estruturais tende a um valor limite, com o aumento da temperatura, viabilizando assim a utilização de estruturas de aço a altas temperaturas (SILVA, 1997).

Admitindo uma curva temperatura-tempo que siga o incêndio natural, encontra-se uma curva $\tau \times t$ assintótica a um valor máximo conforme a Figura 61.

Figura 61 – Diagrama $\tau \times t$ para temperatura variável conforme incêndio natural (SILVA e MANIERI, 2019)

Para provar, Silva (1997), adotou um perfil “I” de aço exposto a um incêndio com as seguintes características:

- Grau de ventilação = $0,04 \text{ m}^{1/2}$;
- Carga de incêndio = 80 MJ/m^2 ;
- $\sqrt{\rho c \lambda} = 1160 \text{ J/m}^2\text{s}^{1/2}\text{°C}$ (material de vedação);

Considerando o incêndio natural compartimentado apresentado pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002) (o comportamento dessa curva temperatura-tempo é apresentado no ANEXO A deste trabalho) a temperatura no perfil “I” é representada pelo gráfico da Figura 62 (a metodologia para obtenção da temperatura na seção do perfil de aço é demonstrada no ANEXO B).

Figura 62 – Curva temperatura-tempo dos gases e da seção transversal do aço (adaptado de SILVA, 1997)

Sendo assim, a deformação específica máxima por fluência não depende do tempo e pode ser fornecida pela Equação 96.

$$\varepsilon_{fl,max} = 1,0534 \times 10^{-4} \sigma(x)^{4,1833} (\tau_{máx})^{1/3} \quad 96$$

Na Equação 96, $\sigma(x)$ é a tensão na fibra mais deformada da seção transversal da barra em estudo, calculada a partir do diagrama tensão-deformação do aço na temperatura máxima.

Conhecendo as características do incêndio e do elemento estrutural em estudo, Silva (1997) apresenta a Tabela 5, demonstrando que, considerando o incêndio natural, as deformações por fluência tendem a um valor limite, enquanto para o incêndio-padrão, as deformações por fluência tendem a aumentar e, nesse caso, inviabilizando o uso do aço em casos de situação de incêndio, o que é incorreto.

É notável que as deformações por fluência no incêndio natural são expressivamente menores que no incêndio-padrão, confirmando o estudo de Silva (1997).

Tabela 5 – Deformações de fluência para o incêndio natural e incêndio-padrão (SILVA, 1997)

Grau de ventilação ($m^{1/2}$)	Fator de forma (m^{-1})	Material combustível (MJ/m^2)	$\tau_{m\acute{a}x}$ (h)	$t_{m\acute{a}x}$ (min)	$\theta_{m\acute{a}x}$ ($^{\circ}C$)	$f_{y,0}$ (kN/cm^2)	ε_{fl} (incêndio natural)	ε_{fl} (incêndio-padrão)
0,20	125,0	105	$5,5 \times 10^{-19}$	7	600	11,75	0,0394	2,290
0,10	125,0	105	$4,1 \times 10^{-17}$	12	695	5,75	0,0084	0,023
0,04	181,5	80	$6,7 \times 10^{-17}$	20	695	5,75	0,0980	0,023
0,02	250,0	252	$6,4 \times 10^{-13}$	99	792	2,75	0,0021	0,009
0,20	250,0	252	$1,1 \times 10^{-11}$	10	1120	0,40	9×10^{-6}	0,120

4.9 K. W. Poh

Os ensaios de fluência, até então eram realizados sob carregamento e temperatura constantes. K. W. Poh (1998) introduz um equacionamento que descreve os três períodos de fluência: primário, secundário e terciário.

A fluência depende de três variáveis, sendo, tensão, temperatura e tempo, como visto no item 3.1, Equação 18. No entanto, Poh (1998) afirmou que não haviam teorias que representassem com fidelidade o comportamento da fluência dos metais a altas temperaturas considerando todas elas. A maioria das relações existentes até então eram empíricas, provenientes de ensaios sob tensão e temperatura constantes, e as deformações coletadas em intervalos de tempo predeterminados.

Com o intuito de sustentar a importância de seu estudo, Poh (1998) faz menções de alguns modelos analíticos que representam a fluência (alguns já apresentados no item 3 desta Dissertação), expressada em função do tempo (ANDRADE, 1910) (BAILEY, 1935) (MCVETTY, 1943) (GRAHAM e WALLS, 1955) (BATSOULAS, 1994), nos quais as deformações por fluência desses modelos estão em função de alguns parâmetros que são provenientes de regressões lineares, e não têm significado físico que justifiquem seus valores. Portanto, é difícil achar uma correlação entre o comportamento da fluência e o tempo, temperatura e tensão, simultaneamente, e entender a variação desses parâmetros com as três variáveis. Além disso, as formulações não possuíam versatilidade em prever as deformações de fluência com os três períodos bem definidos (POH, 1998).

Poh (1998), frente a esses problemas, apresenta uma proposta de um equacionamento formulado a fim de ser contínuo, capaz de descrever os três períodos de fluência, versátil, válido para curvas de fluência de vários formatos, e que incorpore parâmetros que tenham significados físicos, que justifiquem o fenômeno.

Para isso, a Equação 97 expressa as deformações por fluência de forma explícita em função do tempo.

$$\varepsilon_{fl} = \frac{(\dot{\varepsilon}_1 - \dot{\varepsilon}_2)t}{\left[1 + \left(\frac{t}{t_1}\right)^{n_1}\right]^{1/n_1}} + \frac{(\dot{\varepsilon}_2 - \dot{\varepsilon}_3)t}{\left[1 + \left(\frac{t}{t_2}\right)^{n_2}\right]^{1/n_2}} + \dot{\varepsilon}_3 t \quad 97$$

Na Equação 97:

$\dot{\varepsilon}_1, \dot{\varepsilon}_2, \dot{\varepsilon}_3$ – taxas de deformação dos estágios primário, secundário e terciário, respectivamente;

t_1, t_2 – instante de término dos estágios primário e secundário, respectivamente;

n_1, n_2 – parâmetros de forma definindo os pontos de inflexão da curva de fluência durante transição entre períodos primário-secundário e secundário-terciário.

Os parâmetros acima são mostrados na Figura 63.

Figura 63 – Parâmetros na curva de fluência para formulação do equacionamento (adaptado de POH, 1998)

A Figura 64 representa a fluência obtida de forma lenta (somente os períodos primário e secundário são visíveis). A Figura 65 representa a fluência obtida de forma nem muito rápida, nem muito lenta (todos os períodos de fluência são visíveis). A Figura 66 representa a fluência obtida de forma rápida, na qual o material atinge o período terciário mais rapidamente (somente o período terciário é visível).

Figura 64 – Exemplo de resultados experimentais e teóricos para o aço a 400 °C e tensão de 10% da resistência ao escoamento (adaptado de POH, 1998)

Figura 65 – Exemplo de resultados experimentais e teóricos para o aço a 550 °C e tensão de 40% da resistência ao escoamento (adaptado de POH, 1998)

Figura 66 – Exemplo de resultados experimentais e teóricos para o aço a 650 °C e tensão de 20% da resistência ao escoamento (adaptado de POH, 1998)

O ponto forte do equacionamento proposto por Poh (1998) é que faz distinção explícita dos intervalos de tempo entre os períodos primário, secundário e terciário.

K. W. Poh contribuiu de forma bastante significativa no estudo da fluência no aço a altas temperaturas, introduzindo não somente um modelo de fluência para o material (POH, 1998), mas também uma relação tensão-deformação que não incluísse as deformações por fluência (POH, 2001), tratado no item 2.2.2.2, possibilitando um estudo fidedigno ao modelo real.

4.10 Z. Bednarek e R. Kamocka

Bednarek e Kamocka (2006) pesquisaram os efeitos da taxa de aumento de temperatura no comportamento do aço a altas temperaturas, apresentando relações entre a perda de resistência do material com as diferentes taxas de aquecimento, como apresentado pela Figura 67. Além também, de apresentar a metalografia dos aços a altas temperaturas e como as taxas de aquecimento influenciam na disposição cristalina microscopicamente.

É importante notar que, no início do século XXI começaram a surgir mais trabalhos no que se referem ao comportamento do aço em situação de incêndio, exclusivamente no âmbito da Engenharia Civil. Isso talvez possa ser explicado pelo fato de que em 11 de setembro de 2001 ocorreu o atentado terrorista ao World Trade Center, onde devido ao impacto do avião na estrutura de aço, o revestimento contra fogo na estrutura foi removido, e as altas temperaturas atingidas pela combustão do combustível da aeronave e da carga de incêndio existente nos pavimentos diminuiu drasticamente a resistência do material, levando toda estrutura ao colapso

(PRASAD, HAMINS, *et al.*, 2008) (BEITEL e IWANKIW, 2008). Isso impulsionou diversos pesquisadores a entender mais sobre o comportamento das estruturas de aço em situação incêndio e, conseqüentemente, o fenômeno da fluência nessas estruturas.

Figura 67 – Resistência à tração em função da temperatura para o aço a diferentes taxas de temperatura (ANDERBERG, 1988)

A Figura 68, Figura 69, Figura 70 e Figura 71 mostram a microestrutura do aço. O impacto de altas e baixas taxas de aquecimento é notável.

Uma característica da modificação da microestrutura do aço a essas condições de diferentes taxas de aquecimento é um alongamento significativo da dispersão granular dos cristais na direção do carregamento aplicado. Ao ponto em que a taxa de aquecimento é aumentada, observa-se que esse alongamento granular é reduzido, e microcavitações são geradas entre os cristais, levando à uma ruptura bastante frágil (comprovando que, para altas taxas de aquecimento em um curto intervalo de tempo, a fluência pode ter um menor impacto no desempenho geral da estrutura). Essas pequenas cavitações criadas a partir de altas taxas de aquecimento ocorrem porque a estrutura não tem tempo suficiente para “fluir”, ou seja, sofrer fluência (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006).

Baixas taxas de aquecimento, durante um longo intervalo de tempo, causam uma deformação granular muito maior tanto para baixas quanto altas tensões. O alongamento significativo na direção do carregamento é acompanhado por uma ruptura plástica no final do ensaio, explicado pela forte influência de deformações por fluência no corpo de prova.

Figura 68 – Taxa de aquecimento de 5 °C/min a 50% da resistência ao escoamento (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006)

Figura 69 – Taxa de aquecimento de 5 °C/min a 80% da resistência ao escoamento (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006)

Figura 70 – Taxa de aquecimento de 50 °C/min a 50% de resistência ao escoamento (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006)

Figura 71 – Taxa de aquecimento de 50 °C/min a 80% da resistência ao escoamento (BEDNAREK e KAMOCKA, 2006)

A metalografia é um estudo complementar aos ensaios de resistência, facilitando o entendimento do fenômeno por meio de uma análise qualitativa da estrutura de aço, a fim de que seja feita uma interpretação correta do contexto.

Existem poucas publicações que correlacionam a metalografia com o comportamento do aço em situação de incêndio. O estudo metalográfico do metal em níveis microscópicos é bastante raro na Engenharia Civil, pertencendo quase que exclusivamente à Metalurgia e Engenharia Mecânica, nas quais a análise do comportamento dos metais a altas temperaturas é mais intenso.

Kodur (2010) detalha de forma sucinta como as deformações por fluência ocorrem em níveis microscópicos. Diz que acontecem devido ao movimento entre as partículas, causado

pelo surgimento de superfícies regulares e planas na matriz do material. Normalmente, a disposição de cristais em uma liga metálica de aço é bastante heterogênea à temperatura ambiente, o que é eficiente contra movimentações cristalinas internas, por isso não há fluência à temperatura ambiente. Porém, a altas temperaturas, a heterogeneidade da estrutura cristalina do aço é perdida, os cristais começam a se fundir internamente tornando-se maleáveis e viscosos com o tempo e temperatura, aparecendo superfícies de deslizamento, acelerando assim as deformações por fluência.

4.11 V. Kodur

Kodur (2010), hoje, é uma das maiores referências mundiais quando o assunto é desempenho e estudo de estruturas em geral em situação de incêndio. Seu trabalho é dedicado tanto a estruturas de aço quanto ao concreto armado e protendido.

Em 2010, o pesquisador estudou como as deformações por fluência são afetadas pela intensidade e taxa da evolução das tensões e temperaturas no aço, investigando o efeito dessas deformações a altas temperaturas em elementos de viga sob diferentes condições de apoio. Além disso, compara alguns modelos de fluência, avalia e aplica o modelo de um dos softwares de elementos finitos mais conhecidos no mundo, o ANSYS. Essa aplicação foi considerada a fim de descobrir como o carregamento, taxa de aquecimento, incêndio, e restrições impostas pelas condições de apoio, influenciam nas deformações totais, considerando a fluência (KODUR e DWAIKAT, 2010)

O ANSYS fornece ao projetista diferentes modelos que podem ser considerados de forma empírica. Kodur (2010) apresenta o modelo que considera os períodos primário e secundário de fluência. A teoria por trás desse modelo tem por base o trabalho de Zienkiewicz e Corneau (ZIENKIEWICZ e CORMEAU, 1974 *apud*. KODUR E DWAIKAT, 2010).

A teoria de Zienkiewicz e Corneau (1974) é abordada e aplicada na análise estrutural no item 6, na qual uma estrutura típica de aço é exposta a diferentes curvas temperatura-tempo a fim de extrair as curvas de fluência e deformações totais do elemento.

Como conclusão, Kodur (2010) afirma que ignorando as deformações por fluência no aço a altas temperaturas leva a uma estrutura dimensionada mais rígida e, conseqüentemente, flechas e deformações reduzidas. No entanto, os esforços internos que surgem da dilatação térmica serão mais expressivos. Portanto, deixando as deformações por fluência de lado, leva a um dimensionamento inseguro (Figura 73 e Figura 74).

Além do mais, nesses ensaios foi considerada a simulação de um incêndio natural, em que há um trecho de aquecimento e um trecho de resfriamento, representado pela Figura 72. É visível a influência dessas curvas temperatura-tempo na Figura 73 e Figura 74, nas quais, após uma exposição de aproximadamente 20 minutos, as flechas se mantêm praticamente constantes. Kodur (2010) prova que a hipótese de Silva (1997) estava correta, porém não há demonstração explícita do fenômeno e nem a comprovação de que as deformações por fluência também chegariam a um determinado limite. Existe somente a extração dos dados de saída do software. Nesta Dissertação, o fenômeno será analisado de forma explícita no item 6.

Figura 72 – Temperatura dos gases e temperatura no aço em função da curva temperatura-tempo de um incêndio natural (KODUR e DWAIKAT, 2010)

Figura 73 – Flechas no meio vão de vigas, comparando modelos analíticos e ensaios experimentais juntamente com o modelo sem considerar a fluência (KODUR e DWAIKAT, 2010)

Figura 74 – Esforços normais internos solicitantes, comparando modelos analíticos e ensaios experimentais juntamente com o modelo sem considerar a fluência (KODUR e DWAIKAT, 2010)

4.12 N. Toric *et al.*

Toric *et al.* publicaram diversos artigos científicos na última década, e a grande maioria diz respeito à fluência das estruturas a altas temperaturas. Alguns de seus trabalhos publicados abordam o concreto armado e protendido, mas o estudo de estruturas de aço é predominante.

Toric *et al.* (2013) apresentaram um novo modelo numérico para estruturas de aço em situação de incêndio, capaz de considerar o efeito da fluência a altas temperaturas por meio de um modelo por integração implícita (*strain hardening*), realizando a validação do procedimento (TORIC, HARAPIN e BOKO, 2013). O objetivo do trabalho foi modificar o diagrama tensão-deformação (obtido por intermédio de um ensaio estacionário) a fim de que representasse a situação real do aço a altas temperaturas, sem a necessidade de implantar um modelo de fluência explicitamente. Isso foi feito pela adição das deformações por fluência (calculadas analiticamente) ao diagrama tensão-deformação, resultando em deformações totais e diminuindo o módulo de elasticidade. A Figura 75 resume o procedimento no intervalo de tempo t_j e t_{j+1} .

Figura 75 – Modificação da curva tensão-deformação pela fluência implícita: (a) tensões ao longo de uma viga exposta à alta temperatura; (b) cálculo analítico das deformações por fluência (modelo de Harmathy); (c) modificação da curva tensão deformação (adaptado de TORIC, HARAPIN e BOKO, 2013)

Considerando o estudo de Toric *et al.* (2013), as curvas tensão-deformação providas do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) se mostraram ineficientes no estudo do aço em situação de incêndio em determinadas condições.

Aparentemente, ainda não havia a preocupação de que, em baixas taxas de aquecimento, as relações tensão-deformação contidas no Eurocode 3 parte 1-2 (2005) que incluem as deformações por fluência implicitamente, não são conservadoras e que nesse caso, a fluência tem de ser considerada de forma explícita (SCHNEIDER e LANGE, 2011) (TORIC, SUN e BURGESS, 2015), com o auxílio dos modelos apresentados no itens 3.4, 3.5 e 4.

Com o objetivo de representar com maior fidelidade as deformações por fluência, Toric *et al.* (2015) apuraram a precisão de diversos modelos no que diz respeito ao comportamento estrutural do aço sob variação de taxas de aquecimento e de carregamento. Justificando que, relações tensão-deformação comumente utilizadas em situação de incêndio, já consideram a fluência implicitamente, porém nem sempre caracterizam com fidelidade os níveis de tensão,

taxa de aquecimento e de deformação (TORIC, SUN e BURGESS, 2014) (TORIC, SUN e BURGESS, 2015) (TORIC, SUN e BURGESS, 2016).

Com a finalidade de que um modelo de fluência explícita seja considerado em uma análise estrutural em situação de incêndio, a parcela representativa da fluência implícita nas deformações totais tem de ser removida desses modelos existentes, como por exemplo, o do Eurocode 3 parte 1-2 (2005).

Geralmente, o revestimento contra fogo do aço causa uma redução das taxas de aquecimento do aço a altas temperaturas e, o incêndio natural (que inclui uma fase de resfriamento) pode reduzir ainda mais. Nesses casos, pode-se afirmar que as deformações por fluência têm grande impacto na resposta estrutural (TORIC, SUN e BURGESS, 2014). No entanto, se uma estrutura com revestimento contra fogo não atingir uma temperatura significativamente elevada (acima de 30% a 40% do ponto de fusão do material), as deformações não se manifestarão de forma expressiva. A modelagem computacional do item 6.4.3.4 demonstra esse comportamento.

A fim de que a fluência no aço seja estudada com precisão, as relações tensão-deformação com a consideração implícita de fluência não podem ser combinadas com qualquer modelo analítico de fluência explícita, porque o valor das deformações totais será incorreto (o efeito da fluência será levado em conta duas vezes). Por isso, uma relação tensão-deformação que fosse livre de fluência foi uma necessidade vital para analisar estruturas de aço em situação de incêndio, que necessitam de uma representação explícita das deformações por fluência (TORIC, SUN e BURGESS, 2016), semelhante ao modelo proposto por Poh (2001).

Três diferentes modelos de fluência foram considerados, ora com base no encruamento do aço pelo tempo (*time hardening*), ora com base no encruamento do aço pela deformação (*strain hardening*). O modelo que utiliza o encruamento do aço pelo tempo é aplicado onde as tensões, durante a exposição a altas temperaturas, se mantêm quase constantes. O modelo que utiliza o encruamento do aço pela deformação é aplicado quando as tensões variam com o tempo, o que faz com que as taxas de deformação por fluência sejam função da deformação por fluência “acumulada” até o incremento de tempo anterior e da tensão.

O primeiro modelo (Cr_1) a ser considerado é o modelo proposto por Harmathy (1967), com base no encruamento do aço pela deformação (Equação 98):

$$\frac{\Delta \varepsilon_{fl}}{\Delta t} = Z e^{\left(-\frac{\Delta H}{RT}\right)} \cdot \cosh^2 \left(\frac{\varepsilon_{fl,t-1}}{\varepsilon_{fl,0}} \right)$$

Na Equação 98:

$\varepsilon_{fl,t-1}$ – deformação por fluência acumulada;

$\varepsilon_{fl,0}$ – parâmetro adimensional de fluência.

O segundo modelo (Cr_2), também proposto por Harmathy (1967), é com base no encruamento do aço pelo tempo (Equações 99 e 100):

$$\varepsilon_{fl} = \frac{\varepsilon_{fl,0}}{0,693} \cosh^{-1} \left(2^{Z\tau/\varepsilon_{fl,0}} \right) \quad (\tau < \tau_0) \quad 99$$

$$\varepsilon_{fl} = \varepsilon_{fl,0} + Z\theta \quad (\tau \geq \tau_0), \text{ onde } \tau_0 = \varepsilon_{fl,0}/Z \quad 100$$

O terceiro e último modelo (Cr_3), proposto por Plem (PLEM, 1975 *apud*. TORIC *et al.*, 2016), tem por base o encruamento do aço pela deformação:

$$\varepsilon_{fl} = \varepsilon_{fl,0} \left(2 \sqrt{\frac{Z\tau}{\varepsilon_{fl,0}}} \right) \quad (0 \leq \tau < \tau_0) \quad 101$$

$$\varepsilon_{fl} = \varepsilon_{fl,0} + Z\theta \quad (\tau \geq \tau_0) \quad 102$$

O tempo compensado pela temperatura (τ) para o modelo de Plem (1975) é calculado segundo a Equação 103

$$\tau = \tau^0 + e^{\Delta H/RT} \cdot \Delta t \quad 103$$

Na Equação 103, τ^0 representa o tempo compensado pela temperatura deslocado, ou seja, função da deformação por fluência acumulada anteriormente, então:

$$\tau^0 = \frac{\varepsilon_{fl}^0{}^2}{4\varepsilon_{fl,0}^0 Z} \quad (\varepsilon_{fl}^0 < 2\varepsilon_{fl,0}) \quad 104$$

$$\tau^0 = \frac{\varepsilon_{fl}^0 - \varepsilon_{fl,0}}{4\varepsilon_{fl,0}^0 Z} \quad (\varepsilon_{fl}^0 \geq 2\varepsilon_{fl,0}) \quad 105$$

Na Equação 105, ε_{fl}^0 é a deformação por fluência do incremento de tempo anterior.

A fim de que as equações sejam aplicadas, os parâmetros do aço ASTM A36 apresentados no item 4.7 são utilizados.

O procedimento dos autores na elaboração de uma relação tensão-deformação livre de fluência foi tomado da seguinte forma:

1. Simulação numérica de uma série de ensaios transientes conduzidos a uma taxa de aquecimento de 10 °C/min, sob diferentes tensões constantes, a fim de estabelecer um conjunto de curvas relacionando temperatura com deformação devido à fluência (Figura 76);
2. Criar um conjunto de curvas tensão-deformação por fluência a diferentes temperaturas por meio da reinterpretação de curvas temperatura-deformação por fluência a tensões constantes (Figura 77);
3. Subtração das deformações por fluência do modelo base considerado (por exemplo, o Eurocode 3), dependendo da temperatura e tensão a qualquer instante (t).

Figura 76 – Simulação das curvas temperatura-deformação por fluência do modelo base (EN 1993-1-2:2005) para o modelo de fluência de Harmathy (TORIC, SUN e BURGESS, 2016)

Figura 77 – Simulação das curvas deformação por fluência – tensão do modelo base (EN 1993-1-2:2005) para o modelo de fluência de Harmathy (TORIC, SUN e BURGESS, 2016)

Com a implementação do código fonte no software *Vulcan*¹⁶, a deformação total é expressa conforme a Equação 106.

$$\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_{\theta}(T) + \varepsilon_{\sigma}(\sigma, T) + \varepsilon_{\text{fl}}(\sigma, T, t) - \varepsilon_{\text{fl.imp}}(\sigma, T) \quad 106$$

Na Equação 106, $\varepsilon_{\text{fl.imp}}(\sigma, T)$ representa as deformações por fluência implícita projetada, calculada das curvas apresentadas na Figura 77. A dependência do tempo no quarto termo da Equação 106 não é necessária, porque o objetivo da metodologia de uma relação tensão-

¹⁶ Programa de análise por elementos finitos, capaz de modelar tridimensionalmente o comportamento de estruturas de aço mistas em situação de incêndio.

deformação livre de fluência é subtrair a fluência implícita que ocorre em um ensaio a uma taxa de aquecimento de 10 °C/min. Portanto, a variável tempo já foi considerada nesse procedimento (TORIC, SUN e BURGESS, 2015). O procedimento foi feito de forma empírica.

A comprovação de que uma relação tensão-deformação sem contabilizar a fluência somada com um modelo de fluência explícita resulta em uma curva de deformações totais mais fidedigna à realidade é mostrada pela Figura 78 e Figura 79, onde a modelagem foi feita à uma baixa taxa de aquecimento. Nos gráficos da Figura 78 e Figura 79, Cr_1, Cr_2 e Cr_3 são referentes aos modelos de fluência estudados por Toric, Sun e Burgess (2015).

Conclui-se que o modelo que considera a fluência implicitamente no Eurocode 3 parte 1-2 (2005) não é suficientemente conservador para cobrir todos os casos existentes.

A norma afirma que, em taxas de aquecimento entre 2 °C/min e 50 °C/min, as relações tensão-deformações contidas nela são válidas. Porém, com o estudo de Toric *et al*, o Eurocode 3 parte 1-2 (2005) pode não apresentar resultados conservadores.

Figura 78 – Deformação total em função da temperatura para taxas de aquecimento de 10 °C/min (TORIC, SUN e BURGESS, 2015)

Figura 79 – Deformação total em função da temperatura para taxas de aquecimento de 5 °C/min (TORIC, SUN e BURGESS, 2015)

Logo, a consideração da utilização do modelo preconizado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) no dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio tende ao subdimensionamento da estrutura caso as taxas de aquecimento fiquem dentro do intervalo de 2 °C/min à 10 °C/min.

Na tentativa de favorecer a segurança e se incorporar um modelo de fluência juntamente ao modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005), o modelo será superdimensionado, resultando em uma estrutura antieconômica.

4.13 Conclusões do Estado da Arte

O ideal para o projetista frente ao dimensionamento de uma estrutura de aço em situação de incêndio é aplicar um modelo de tensão-deformação sem a parcela de deformações por fluência implícita, e adotar um modelo de fluência explícita a depender da possibilidade de oscilação dos valores das variáveis tempo, temperatura e tensão, pois cada modelo de fluência disponível na literatura tem suas limitações.

Conclui-se, neste capítulo, que ainda há uma demanda complementar entre o trabalho de Silva (1997) e o trabalho de Kodur e Dwaikat (2010). Ambos abordaram o efeito das deformações por fluência nas estruturas de aço em situação de incêndio. Silva (1997) realizou um estudo analítico, considerando modelos de fluência existentes (LIE, 1972) (SKOWRONSKI, 1988), sob uma tensão constante e aplicando a curva-padrão ISO-834 (2014) e a curva temperatura-tempo do incêndio natural compartimentado (EN 1991-1-2:2002). Demonstrou como as curvas de fluência se comportam em cada cenário, apresentados na Figura 58 e Figura 61, provando que as deformações por fluência são assintóticas a um valor limite

após o ponto de máxima temperatura em um incêndio natural, ao contrário do que ocorre com uma curva-padrão, em que as temperaturas aumentam ininterruptamente. Kodur e Dwaikat (2010), de forma semelhante, estudam o mesmo fenômeno, mas por intermédio de uma viga modelada computacionalmente. Apresentam as mesmas conclusões de Silva (1997), mas nada dizem sobre essa diferença entre as curvas de fluência de um incêndio natural e de uma curva-padrão, apenas mostram as flechas no meio vão da viga em cada situação.

Sendo assim, a modelagem computacional desta Dissertação demonstra as deformações por fluência, calculadas de forma explícita, com o auxílio de um programa de elementos finitos, unindo, de certa maneira, os trabalhos de Silva (1997) e Kodur e Dwaikat (2010).

5 MÉTODO

Esta seção do trabalho apresenta como um modelo estrutural simples foi elaborado em um programa de elementos finitos (ANSYS).

Primeiramente, é apresentado o elemento finito escolhido para a análise que fosse capaz de validar as deformações por fluência a altas temperaturas, juntamente com o modelo estrutural proposto. A seguir, é demonstrada a formulação analítica empregada pelo ANSYS em seu código base, que é capaz de computar o efeito da fluência (explicitamente), e sua resolução. O modelo estrutural é validado com base no trabalho de Kodur e Dwaikat (2010) e Li e Guo (2008). E, ao final, a análise paramétrica é apresentada a fim de demonstrar como as estruturas de aço se comportam diante diversos cenários de aquecimento, levando em conta o efeito das deformações por fluência.

5.1 Modelo de elemento finito

O software de elementos finitos considerado nesse estudo (ANSYS) é bastante utilizado nas mais diversas análises por todo o mundo, envolvendo ou não problemas de engenharia. Isso se deve ao fato que o software é muito versátil em possuir rotinas de cálculo não lineares.

A análise mecânica da fluência é uma dessas rotinas que avalia os períodos primário e secundário de fluência, sendo que o período terciário não é analisado, pois resulta em uma matriz de rigidez singular, levando o sistema estrutural à ruptura imediata.

A fim de que as deformações por fluência sejam contabilizadas por meio de uma rotina de cálculo disponível no ANSYS (que será abordada no item 5.3), é necessária a escolha adequada de um elemento finito. Pois é a partir dele que o comportamento estrutural global será determinado, obtendo os deslocamentos, tensões e deformações, para avaliar os efeitos da fluência em uma estrutura de aço em situação de incêndio.

Os elementos finitos disponíveis no ANSYS mais utilizados em análises de referências anteriores na avaliação dos efeitos da fluência são:

- BEAM188;
- SHELL181 (antigo SHELL93);
- SOLID226.

Nesta Dissertação é considerado o elemento finito SOLID226.

O SOLID226 é um elemento finito tridimensional que suporta uma série de combinações físicas diferentes, dentre elas, a termomecânica. O elemento é caracterizado por possuir 20 nós e até seis graus de liberdade (três deslocamentos em x, y e z e três rotações em torno de x, y e

z) por nó. A geometria, localização dos nós e o sistema de coordenadas para esse elemento são ilustrados na Figura 80.

Figura 80 – Geometria do elemento SOLID226 (ANSYS, 2019)

O elemento é capaz de incluir os efeitos de elasticidade, plasticidade, fluência, grandes deformações, grandes deslocamentos e entre outros modelos de materiais não lineares. Além de suportar também análises acopladas, em que os efeitos mecânicos ocorrem ao mesmo tempo que os efeitos térmicos. Portanto, é adequado no uso na análise das deformações por fluência em situação de incêndio.

5.2 Modelo estrutural

Com o objetivo de realizar um estudo paramétrico em diferentes regimes de aquecimento, uma estrutura estática de aço estrutural do tipo ASTM A572 Gr. 50 foi considerada, em que as propriedades mecânicas (módulo de elasticidade e diagramas tensão-deformação) desse material podem ser encontradas na Figura 7, Figura 8, Figura 10 e Figura 11, ora considerando o modelo provido pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) ora por Poh (2001). A forma como as propriedades mecânicas são aplicadas e estudadas é abordada na análise estrutural paramétrica, item 5.5.

O modelo estrutural foi desenvolvido com base em trabalhos anteriores que também investigaram os efeitos das deformações por fluência no aço (LI e GUO, 2008) (KODUR e DWAIKAT, 2010) (WANG, ZHANG e HE, 2018). Sendo assim, uma viga simples, com um carregamento uniformemente distribuído “**q**” ($q = 25\text{kN/m}$) e biengastada em suas extremidades, foi considerada (Figura 81).

Figura 81 – Modelo estrutural proposto de uma viga biengastada

O modelo estrutural da Figura 81 tem uma seção transversal em forma de “I” com as dimensões indicadas na Figura 82, e com um meio vão “L” ($L = 4500$ mm).

Figura 82 – Seção transversal do tipo “I” com suas respectivas dimensões

A viga foi sujeita a diversos regimes de aquecimento, com uma exposição total ao calor, ou seja, por ambos os lados da alma do perfil, e por ambas as mesas (inferior e superior), simulando uma distribuição uniforme de temperatura ao longo de toda a viga e toda a seção transversal como ilustrado na Figura 83. Na análise termomecânica, a temperatura no elemento é considerada como a mesma temperatura dos gases (a não ser na análise da influência das características do ambiente em chamas e do revestimento contra fogo, onde a temperatura do aço é diferente do fogo, item 6.4.3). Sendo assim, o calor é aplicado diretamente na estrutura, sem quaisquer interferências.

Figura 83 – Incidência de calor vista pela seção transversal do modelo estrutural

Por tratar de um elemento sólido, a dimensão da malha influencia bastante no tempo de processamento e no tempo de convergência do modelo computacional. Quanto menor a malha, maior o tempo de processamento pelo computador, o que às vezes torna o procedimento antieconômico. Em contrapartida, Naumenko (2006) cita em sua tese que, a discretização do elemento em malhas de diferentes dimensões proporciona as mesmas soluções para uma análise no estado elástico. Porém, as soluções que consideram os efeitos da fluência são bastante sensíveis ao nível de refinamento da malha (Figura 84) onde a melhor solução é aquela em que a malha é mais fina e densa. As demais não atingem a solução real.

Figura 84 – Soluções para a viga de Bernoulli usando o procedimento do ANSYS, considerando 6 malhas diferentes. 1 – 8 elementos, 2 – 10 elementos, 3 – 20 elementos, 4 – 40 elementos, 5 – 80 elementos, 6 – 200 elementos (NAUMENKO, 2006)

No estudo desta Dissertação, considerou-se uma malha quadrática de dimensão igual a 50 mm, conforme ilustrado na Figura 85. Um refinamento que, ao mesmo tempo providencia uma solução plausível, mas que não consome um esforço e tempo computacional exageradamente alto.

Figura 85 – Malha atribuída ao modelo de elemento finito com o detalhe em destaque

Uma análise sensível à densidade da malha foi efetuada no ANSYS, utilizando o mesmo sistema estrutural aqui introduzido, demonstrando que, uma malha mais grosseira e menos densa leva à menores deformações por fluência, enquanto uma malha mais fina e densa leva à maiores deformações por fluência, se aproximando de valores reais. No entanto, o tempo de resolução do modelo considerando a malha de 50 mm foi de 315 s enquanto considerando a malha de 200 mm foi de 89 s. A Figura 86 ilustra essa análise.

Figura 86 – Deformação por fluência para o modelo de elemento finito considerando malhas de dimensão de 40 mm, 50 mm, 150 mm e 200 mm

5.3 Análise numérica de fluência pelo ANSYS

O procedimento de cálculo numérico-computacional do ANSYS é capaz de analisar a fluência por intermédio de dois métodos de integração diferentes: método de integração explícito (modelo de encruamento no tempo) ou o método de integração implícito (modelo de encruamento por deformação). Ambas as metodologias são relativamente similares e podem ser aplicadas tanto em uma análise estacionária, quanto em uma análise transiente. Porém, na fundamentação teórica desta Dissertação, será considerado somente o método de integração implícito, que é caracterizado por ser um método robusto, veloz, preciso e recomendado para o uso geral, especialmente em problemas envolvendo grandes deformações por fluência e grandes flechas (WANG, ZHANG e HE, 2018). Nos capítulos anteriores, na introdução teórica dos itens 3.5.1 e 3.5.2, as soluções analítica e gráfica do modelo de encruamento no tempo e o modelo de encruamento por deformação, respectivamente, foram apresentadas.

O ANSYS possui em sua base de dados 13 diferentes modelos de fluência pelo método de integração implícito para avaliar a resposta estrutural de elementos de aço à alta temperatura. A fim de que isso seja possível, o software fornece uma ferramenta de regressão não linear que permite ajustar a curva de fluência do modelo escolhido a resultados obtidos de forma experimental. Esses modelos de fluência disponíveis pelo programa são capazes de traçar somente os períodos primário e secundário de fluência a alta temperatura. O período terciário não é levado em conta porque acarreta em uma ruptura iminente devido às enormes distorções no elemento que ocorrem nesse estágio, e também porque é um processo bastante complexo em tentar levar em conta essa fase (KODUR e DWAIKAT, 2010).

Com o intuito de avaliar os efeitos da fluência no sistema estrutural proposto no item anterior, o modelo de fluência intitulado de *combined time hardening*, de número 11, do ANSYS, foi utilizado pois é capaz de capturar ambos os períodos primário (com base no modelo de fluência 2, do ANSYS, representado pela Equação 107) e secundário (com base no modelo de fluência 10, do ANSYS, representado pela Equação 108), fornecendo as deformações por fluência mesmo que haja qualquer acoplamento entre o tempo, tensão ou temperatura do aço. Isso se deve ao fato de que o ANSYS emprega uma variação do encruamento por deformação para integrar as deformações por fluência do modelo (WANG, ZHANG e HE, 2018).

$$\dot{\epsilon}_{fl,1} = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3} e^{-C_4/T}$$

$$\dot{\varepsilon}_{fl,2} = C_5 \sigma^{C_6} e^{-C_7/T} \quad 108$$

O modelo de fluência de número 11 é completamente fundamentado no trabalho de Zienkiewicz e Corneau (1974), sobre a teoria unificada da plasticidade e deformações por fluência (ANSYS, 2019). O modelo de fluência do ANSYS é apresentado de uma forma simplificada, obtido da combinação da integração das Equações 107 e 108, expressa como na Equação 109.

$$\varepsilon_{fl}(\sigma, T, t) = \varepsilon_{primário} + \varepsilon_{secundário} = \frac{C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3} e^{-C_4/T}}{(C_3 + 1)} + C_5 \sigma^{C_6} e^{-C_7/T} \quad 109$$

Na Equação 109, C_1 a C_7 são coeficientes que dependem do tipo de aço considerado, sabendo que C_1 e C_5 devem ser positivos e diferentes de zero.

Com o objetivo de gerar os sete coeficientes ($C_1, \dots, C_7$) da Equação 109, a ferramenta de regressão não linear que permite ajustar a curva de fluência a resultados obtidos de forma experimental, disponível no ANSYS, foi adotada.

Para que as constantes acima mencionadas fossem aplicadas, foi necessário a comprovação de que as curvas de fluência obtidas pelo ANSYS fossem suficientemente próximas de ensaios experimentais. Nisso, foi considerado um conjunto de dados experimentais de fluência a altas temperaturas, mostrados na Figura 87, publicados pela Nippon Steel Corporation (1989), em que foi analisado uma barra de aço estrutural engastada com carregamento axial aplicado em sua extremidade sob uma alta temperatura de 550 °C. O aço estrutural era do tipo SM50A, equivalente ao ASTM A572 Gr. 50, considerado nas análises paramétricas desta Dissertação (KKN, 1989) (KODUR e DWAIKAT, 2010).

Os resultados da calibragem pela regressão não linear do modelo computacional do ANSYS (Figura 87), demonstram boa concordância entre os dados experimentais e as constantes obtidas (Tabela 6).

Tabela 6 – Constantes C_1 à C_7 do procedimento de regressão não linear do ANSYS

C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	C_7
$6 \times 10^{-6}/\text{min}$	6.95	-0.4	16500 °C	$6 \times 10^{-6}/\text{min}$	6×10^{-5}	5×10^{-3}

Figura 87 – Calibragem do modelo de fluência a alta temperatura do ANSYS para o aço estrutural utilizando os dados experimentais da Nippon Steel Corporation à 550 °C (adaptado de KODUR e DWAIKAT, 2010)

O ANSYS calcula as deformações por fluência de forma incremental, onde cada incremento de deformação por fluência depende da deformação total em um determinado intervalo de tempo (n). Primeiramente, o vetor de deformação total modificado no intervalo de tempo (n) é calculado por intermédio do vetor de deformação por fluência do intervalo de tempo anterior (n-1), como expresso na Equação 110.

$$\{\epsilon_n^{\text{mod}}\} = \{\epsilon_n^{\text{total}}\} - \{\epsilon_n^{\text{plástico}}\} - \{\epsilon_n^{\text{térmico}}\} - \{\epsilon_n^{\text{fluência}}\} \quad 110$$

A deformação total modificada (ϵ_n^{mod}) é utilizada para computar a deformação total modificada equivalente como expresso na Equação 111.

$$\epsilon_{\text{eq}}^{\text{mod,total}} = \frac{1}{\sqrt{2(1+\nu)}} \cdot \left[(\epsilon_{n,x}^{\text{mod}} - \epsilon_{n,y}^{\text{mod}})^2 + (\epsilon_{n,y}^{\text{mod}} - \epsilon_{n,z}^{\text{mod}})^2 + (\epsilon_{n,x}^{\text{mod}} - \epsilon_{n,z}^{\text{mod}})^2 + \frac{3}{2} \cdot (\gamma_{n,xy}^{\text{mod}})^2 + \frac{3}{2} \cdot (\gamma_{n,yz}^{\text{mod}})^2 + \frac{3}{2} \cdot (\gamma_{n,xz}^{\text{mod}})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad 111$$

A deformação total equivalente modificada ($\epsilon_{\text{eq}}^{\text{mod,total}}$) é usada para computar a tensão equivalente (σ_{eq}), como indicado na Equação 112.

$$\sigma_{eq} = E_{\theta} \cdot \epsilon_{eq}^{mod,total}$$

112

Na Equação 112, E_{θ} é o modulo de elasticidade do aço que depende da temperatura do material, e ν é o coeficiente de Poisson

A tensão equivalente (σ_{eq}) é usada para computar o acréscimo de deformação por fluência equivalente ($\Delta\epsilon_{eq}^{fluência}$) como uma quantidade escalar, usando o modelo de fluência do ANSYS (Equação 109) e empregando a temperatura no intervalo de tempo atual (n). O incremento de deformação por fluência equivalente ($\Delta\epsilon_{eq}^{fluência}$) é então convertido em um tensor de deformação total de fluência como expresso pelo sistema da Equação 113 (KODUR e DWAIKAT, 2010).

$$\begin{bmatrix} \Delta\epsilon_x^{fluência} \\ \Delta\epsilon_y^{fluência} \\ \Delta\epsilon_z^{fluência} \\ \Delta\epsilon_{xy}^{fluência} \\ \Delta\epsilon_{xz}^{fluência} \\ \Delta\epsilon_{yz}^{fluência} \end{bmatrix} = \left(\frac{\Delta\epsilon_{eq}^{fluência}}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot \epsilon_{eq}^{mod,total}} \right) \cdot \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 2 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & -1 & 2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 3 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \epsilon_{n,x}^{mod} \\ \epsilon_{n,y}^{mod} \\ \epsilon_{n,z}^{mod} \\ \epsilon_{n,xy}^{mod} \\ \epsilon_{n,xz}^{mod} \\ \epsilon_{n,yz}^{mod} \end{bmatrix} \quad 113$$

No Equação 113, $\Delta\epsilon_x^{fluência}$, $\Delta\epsilon_y^{fluência}$, $\Delta\epsilon_z^{fluência}$, $\Delta\epsilon_{xy}^{fluência}$, $\Delta\epsilon_{xz}^{fluência}$, $\Delta\epsilon_{yz}^{fluência}$ são incrementos de deformação por fluência finais em x, y, z, xy, xz e yz, respectivamente.

Com os incrementos de deformação por fluência obtidos, é possível então obter a deformação por fluência ao final do intervalo de tempo desejado. Durante essa etapa de cálculo, as deformações elásticas ($\epsilon_{n,y}^{elástica}$) também são calculadas em cada intervalo de tempo a partir das deformações totais por fluência ($\epsilon_{n,y}^{fluência}$) no intervalo de tempo considerado. A Equação 114 mostra como as deformações elásticas são obtidas, e a Equação 115 mostra como as deformações totais por fluência são obtidas. Ambas equações representam o cálculo das deformações na componente y (KODUR e DWAIKAT, 2010).

$$\epsilon_{n,y}^{elástica} = \epsilon_{n,y}^{mod} - \Delta\epsilon_y^{fluência}$$

114

$$\epsilon_{n,y}^{fluência} = \epsilon_{n-1,y}^{fluência} + \Delta\epsilon_y^{fluência}$$

115

O modelo do ANSYS considera os efeitos de fluência nos materiais com comportamento elastoplástico, que é conduzido pelo critério de von Mises¹⁷. A parte elastoplástica é obtida segundo os critérios do modelo constitutivo do aço adotado e a parte de fluência é inserida de forma separada, como indicado na Equação 21. No entanto, existem algumas ressalvas importantes a serem tomadas em conta na solução de modelos contendo fluência, mesmo que seja semelhante a outros problemas não lineares (PIMENTEL, 2014). Uma delas é a importância do tempo na solução, pois ao contrário de outras análises, o tempo tem um significado nas análises de fluência, uma vez que a fluência está diretamente relacionada à taxa de variação. Sendo assim, no ANSYS, a fim de controlar a convergência do modelo, é necessário escolher um controle da tolerância da dimensão do incremento de tempo a cada intervalo. Por ser uma análise não linear o incremento não pode ter um tamanho muito grande, ou não haverá convergência do modelo, e se convergir, a solução pode não ser precisa o suficiente, portanto, o máximo incremento de tempo adotado foi de 1/1000 do tempo total (ou 1000 *substeps*) e o mínimo incremento de tempo adotado foi de 1/100 do tempo total (ou 100 *substeps*).

Nas análises envolvendo fluência no ANSYS, considerou-se sempre no mínimo 2 degraus (ou *steps*) dividindo o tempo total, nos quais o primeiro é reservado única e exclusivamente para a aplicação da força, enquanto a temperatura ainda se mantinha constante à 20 °C, onde o tempo é suficientemente pequeno ($t = 0,001$ s) de modo a captar apenas a aplicação do carregamento. No período subsequente, considerou-se um ou mais *steps*, dependendo da convergência do modelo. De modo geral, um único *step* foi o suficiente para capturar os efeitos da fluência.

5.4 Validação do modelo

O modelo da viga da Figura 88 é verificado pela comparação com resultados de rigorosas análises de elementos finitos presentes em referências que utilizaram o ANSYS. Dados de ensaios de uma viga com restrições nas condições de apoio em situação de incêndio dos trabalhos de Li e Guo (2008) e Kodur e Dwaikat (2010) foram escolhidos para a validação do modelo desta Dissertação, pois o mesmo foi idealizado com base nessas publicações. A

¹⁷ Esse critério se baseia na determinação da energia de distorção de um certo material, ou seja, da energia relacionada com mudanças na forma do material. O critério é nomeado ao especialista em matemática aplicada Richard von Mises (1883-1953). Por esse critério, um componente estará em condições de segurança enquanto o maior valor de energia em distorção por unidade de volume do material permanecer abaixo da energia de distorção por unidade de volume necessária para provocar o escoamento no corpo de prova de mesmo material submetido a um ensaio de tração (BEER e JOHNSTON, 1995).

comparação entre o modelo estrutural desta Dissertação e de Kodur e Dwaikat (2010) está apresentada na Tabela 7.

Figura 88 – Modelo proposto de validação

Mesmo que o modelo da Figura 88 e o de Kodur e Dwaikat (2010) não sejam exatamente iguais, a comparação foi feita para mostrar que os resultados são bastante próximos (como ilustrado na Figura 90) para avaliar os efeitos das deformações por fluência em situação de incêndio.

A principal diferença entre ambos, é que o modelo da Figura 88 considera os apoios da viga como totalmente engastados, enquanto o de Kodur e Dwaikat (2010) considera como parcialmente engastados, no qual molas são aplicadas como suportes na modelagem computacional do sistema estrutural, a fim de simular diferentes condições de apoio, que não é o escopo desta Dissertação. A simulação de Kodur e Dwaikat (2010) está ilustrada na Figura 89.

Tabela 7 – Comparação entre o modelo de elemento finito desta Dissertação e do trabalho de Kodur e Dwaikat (2010)

Descrição	Modelo proposto	Kodur e Dwaikat (2010)
Seção transversal	H250x250x8x12	H250x250x8x12
Meio-vão	4500 mm	4500 mm
Condição de apoio	Totalmente engastado	Parcialmente engastado
Tipo do aço	ASTM A572 Gr 50	ASTM A992
Exposição ao calor	3 lados	3 lados
Gradiente térmico	Não uniforme	Não uniforme
Carregamento	130kN concentrado em 2 pontos	130kN concentrado em 2 pontos
Coefficiente de deformação térmica	$1,4 \times 10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$	$1,4 \times 10^{-5} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$
Elemento finito do ANSYS	SOLID226	SHELL93

Figura 89 – Modelo estrutural de Kodur e Dwaikat (2010)

Na Figura 89, K_m e K_{rot} são relacionados à rigidez das molas longitudinais e rotacionais, respectivamente, a fim de simular um engaste não perfeito, onde a viga seria suportada por uma chapa de aço soldada na alma do perfil metálico.

A consideração do uso de molas na modelagem computacional foi descartada pois a rigidez considerada por Kodur e Dwaikat (2010) é muito elevada ($K_m = 39\text{kN/mm}$ e $K_{rot} = 78\text{kN.m/milirad}$), o que torna o modelo semelhante a um modelo totalmente engastado. A razão da consideração de tal condição de apoio por Kodur e Dwaikat (2010) foi justificada pela variação das condições de apoio durante os ensaios, analisando esse efeito nas flechas da viga em situação de incêndio, considerando os efeitos da fluência.

O resultado da validação do modelo está indicado na Figura 90, em que a solução do ANSYS, considerando a fluência, é comparada a um incêndio natural. Conclui-se que o modelo de elemento finito da Figura 88 atinge boa concordância com os dados dos ensaios do trabalho de Kodur e Dwaikat (2010), no qual somente a flecha do meio vão da viga é avaliada.

A curva temperatura-tempo considerada na validação foi retirada do trabalho de Kodur e Dwaikat (2010) (que tem por base o trabalho de Li e Guo (2008)), representando um incêndio real, simulado em uma fornalha. As curvas temperatura-tempo do incêndio e do aço nos ensaios de Kodur e Dwaikat (2010) são ilustradas na Figura 72. Na validação do modelo utilizado nesta Dissertação, considerou-se a curva temperatura-tempo dos gases. Os diferentes tipos de curva temperatura-tempo existentes na literatura são abordados com detalhes no ANEXO A.

Figura 90 – Comparação entre o modelo de elemento finito desta Dissertação e do trabalho de Kodur e Dwaikat (2010)

5.5 Análise estrutural paramétrica

Com o objetivo de entender a resposta estrutural de vigas de aço ASTM A572 Gr. 50 biengastadas, em situação de incêndio, incluindo o efeito da fluência, o modelo de elemento finito proposto supracitado no item 5.2 foi aplicado em estudos paramétricos que consideraram diversos cenários de aquecimento, aplicando ora o modelo de material prescrito pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) ou pelo modelo prescrito por Poh (2001) acoplado ao modelo de fluência do ANSYS. Diferentemente de grande parte das referências existentes que estudaram outros fatores que influenciam as deformações por fluência, tais como o nível de carregamento, a rigidez das condições de apoio e a distribuição de temperatura ao longo da estrutura (WANG, ZHANG e HE, 2018), a análise desempenhada nesta Dissertação focou somente no impacto dos diferentes cenários de aquecimento nas deformações por fluência por intermédio de um estudo paramétrico, considerando o:

- Efeito das diferentes temperaturas, constantes ao longo do ensaio;
- Efeito das diferentes taxas de aquecimento, constantes ao longo do ensaio;
- Efeito da curva-padrão ISO-834 (2014);
- Efeito da curva temperatura-tempo do incêndio natural, fornecida pelo trabalho de Li e Guo (2008);

- Efeito das curvas temperatura-tempo do incêndio natural curto, médio e longo;
- Efeito da curva temperatura-tempo do incêndio natural compartimentado, fornecida pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002);
- Efeito do grau de ventilação, fator de massividade e carga de incêndio pela curva temperatura-tempo do incêndio natural compartimentado, fornecida pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002);
- Efeito de diferentes tipos de revestimentos contra fogo na estrutura de aço exposta a uma curva temperatura-tempo do incêndio natural compartimentado, fornecida pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002).

Todos os dados experimentais foram obtidos no nó da mesa inferior da seção transversal, no centro do meio vão da viga, a fim de parametrizar o estudo, como ilustrado na Figura 91. Caso outro nó venha a servir de referência, será explicitamente indicado no texto.

Figura 91 – Localização do nó para coleta de dados do estudo paramétrico

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

O modelo validado e apresentado no item 5.4 foi utilizado na condução do estudo paramétrico do item 5.5. O propósito desse estudo é investigar o efeito de diferentes regimes de aquecimento nas extensões das deformações por fluência e como isso interfere na resposta estrutural de uma viga de aço.

Assim como demonstrado e enfatizado ao longo de toda esta Dissertação, até este ponto, as deformações por fluência têm grande influência na resposta de estruturas de aço em situação de incêndio e, portanto, devem ser levadas em conta na análise estrutural. Nos itens subsequentes, uma breve descrição do regime de aquecimento em cada cenário é apresentada, e então por meio das análises dos resultados apresentados pelo ANSYS, será possível avaliar as deformações e flechas geradas ao longo do tempo e temperatura na viga em estudo.

6.1 Temperatura constante

Esse cenário não é a melhor representação de um regime de altas temperaturas em uma estrutura de aço, pois a temperatura se mantém elevada de forma constante, o que é irreal na Engenharia Civil, onde os incêndios tem uma taxa de aquecimento variável (um período de aumento de temperatura e um período de decréscimo de temperatura) como será observado nos itens a seguir, e também apresentado no ANEXO A. No entanto, a fim de efeitos comparativos, é interessante considerar a condição de temperatura constante no estudo.

Esta etapa do estudo avalia e compara as deformações totais do modelo Poh (2001) + Fluência contra o modelo de material fornecido pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005). É demonstrado que, após um certo intervalo de tempo, as deformações totais que levam em conta as deformações por fluência de forma explícita (Poh (2001) + Fluência) excedem as deformações totais que consideram as deformações por fluência de forma implícita (EN 1993-1-2:2005), porque o último não leva em conta as deformações dependentes do tempo.

Primeiramente, a comparação é efetuada para uma temperatura constante de 400 °C, e mostra que, após 37 min, o Eurocode 3 parte 1-2 (2005) fornece resultados contra a segurança, como está ilustrado na Figura 92.

Figura 92 – Comparação entre o modelo do Eurocode 3 (2005) e o modelo de Poh (2001) + Fluência a uma temperatura constante de 400 °C

Em temperaturas constantes de 400 °C até 900 °C, as deformações totais (linha cheia) e as deformações por fluência explícita (linha tracejada) do modelo Poh (2001) + Fluência estão apresentadas na Figura 93, demonstrando que, para temperaturas acima de 500 °C, as deformações totais aumentam de forma significativa, indicando um aumento crucial das deformações por fluência explícita do modelo do ANSYS. Isso está de acordo com referências existentes que também afirmam que as deformações por fluência são mais expressivas a partir de temperaturas que excedam de 30% à 40% da temperatura de fusão do material, que é aproximadamente entre 400 °C e 600 °C (SILVA, 1997) (LI e ZHANG, 2012) (WANG, ZHANG e HE, 2018).

Ainda sobre a Figura 93, outras duas observações podem ser tomadas também. A partir da temperatura de 600 °C o período primário de fluência é encurtado, e o período secundário alongado, diminuindo assim a taxa de deformação por fluência ao longo do ensaio. E, em temperaturas exageradamente altas, a partir de 700 °C o aço atinge não somente um nível de viscosidade muito alto, que continua acelerando as deformações por fluência, mas também um “descolamento” da curva das deformações totais da curva das deformações por fluência, causado pelo aumento significativo das deformações plásticas. Essas deformações plásticas representam aproximadamente:

- 4,0% das deformações totais, para a temperatura de 700 °C;
- 12,5% das deformações totais, para a temperatura de 800 °C;
- 22,5% das deformações totais, para a temperatura de 900 °C.

Figura 93 – Deformações totais (linha cheia) e deformações por fluência explícita (linha tracejada) em função do tempo para temperaturas constantes de 400 °C até 900 °C segundo o modelo de Poh (2001) + Fluência

Contudo, as flechas no meio vão da viga (apresentadas na Figura 94) apresentam um aumento mais homogêneo de intensidade ao passo que as temperaturas são aumentadas. O maior salto de magnitude do valor das flechas ocorre da temperatura constante de 500 °C para 600 °C, um aumento de 108,48%.

Figura 94 – Flechas no meio vão da viga para temperaturas constantes de 400 °C até 900 °C segundo o modelo de Poh (2001) + Fluência

6.2 Taxas de aquecimento constantes

No estudo da condição de temperatura variável com o tempo, segundo uma taxa de aquecimento constante, é demonstrado que as deformações totais encontradas tanto do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) ou de Poh (2001) + Fluência diferem de forma substancial, não somente em baixas taxas de aquecimento, mas para qualquer uma. Essa diferença ocorre, pois quando um elemento de aço estrutural é exposto à um regime de aquecimento com uma taxa constante, o modelo do material do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) não proporciona resultados de confiança. Portanto há a necessidade de considerar uma relação tensão-deformação livre das deformações por fluência ao lado de um modelo de fluência explícito. A Figura 95 e Figura 96 mostram a comparação entre o modelo preconizado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e o modelo de Poh (2001) + Fluência, avaliando ora as deformações totais, ora as flechas, em taxas de aquecimento de 2 °C/min, 5 °C/min, 10 °C/min e 20 °C/min, até que a temperatura de 900 °C seja atingida.

Figura 95 – Deformação total versus temperatura comparando o Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e Poh (2001) + Fluência para taxas de aquecimento constantes

Figura 96 – Flecha no meio vão versus temperatura comparando o Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e Poh (2001) para taxas de aquecimento constantes

O modelo de Poh (2001) + Fluência demonstra uma deformação total (e flecha) muito mais significativa em estágios iniciais, para qualquer taxa de aquecimento. Em temperaturas bastante altas e que foram obtidas por meio de taxas de aquecimento bastante lentas, as deformações por fluência podem ser predominantes, o que confirma, em parte, o estudo de Toric *et al.* (2016), no qual os autores afirmam que, em taxas de aquecimento entre 2 °C/min e 10 °C/min as deformações por fluência são predominantes, e o estudo deve ser conduzido por meio de um modelo de fluência explícita. No entanto, em altas taxas de aquecimento, a

deformação total do modelo de Poh (2001) + Fluência apresenta menores deformações totais, quando comparado ao modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005), em temperaturas próximas à 850 °C. Isso pode ser justificado pelo fato de que taxas de aquecimento muito velozes não permitem que as deformações por fluência se desenvolvam por completo.

A taxa de deformação total ou a inclinação da reta tangente à curva apresenta uma diferença bastante destacada entre os dois modelos aplicados. No Eurocode 3 parte 1-2 (2005), a curva tem um comportamento exponencial a partir de aproximadamente 600 °C, aumentando abruptamente. Já a curva referente ao modelo de Poh + fluência tem um aumento significativo a uma temperatura de aproximadamente 475 °C (estando entre 30% e 40% do ponto de fusão), no entanto, a taxa de deformação diminui a partir de 700 °C, e se mantém constante positiva a partir de 800 °C para qualquer taxa de aquecimento.

A última conclusão sobre a análise gráfica da Figura 95 diz mais respeito ao arranjo estrutural, que é a explicação do patamar atingido após 850 °C pelo modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005).

Como justificado anteriormente, a fim de parametrizar o estudo, toda coleta de dados foi realizada em um ponto específico: nó central, na mesa inferior, no meio vão da viga. No entanto, o que pode vir a ocorrer, simultaneamente, em outros pontos do sistema estrutural, influencia a tomada de informação. Nesse caso, após atingir a temperatura de 850 °C, rótulas plásticas começaram a ser geradas nos apoios engastados da viga devido as grandes deformações localizadas, como mostrado na Figura 97. Nos apoios, a deformação total atinge valores de $\varepsilon = 0,32116$ mm/mm e $\varepsilon = 0,26708$ mm/mm após 850 °C, enquanto que no meio vão atingem o valor limite de $\varepsilon = 0,00417$ mm/mm. A Figura 96 suporta essa justificativa pois, mesmo após o patamar da deformação total atingido considerando o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005), a flecha se manteve crescente.

Figura 97 – Campo de deformações totais ao longo da viga a uma temperatura de 900 °C considerando o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005)

Mesmo que o objetivo da Dissertação não aborde o estudo da fratura, não precisa de um estudo detalhado para saber que é improvável que uma deformação dessa magnitude dos apoios não provoque a ruína do sistema estrutural. A fim de efeitos comparativos, a Figura 98 mostra também o campo de deformações totais ao longo da viga, porém considerando o modelo de Poh + Fluência. Nota-se que, a maior deformação total é bastante próxima, mas supera o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) com $\varepsilon = 0,32468$ mm/mm.

Figura 98 – Campo de deformações totais ao longo da viga a uma temperatura de 900 °C considerando o modelo de Poh (2001) + Fluência (2°C/min)

6.3 Curva-padrão ISO-834 (2014)

A temperatura do incêndio é representada por curvas temperatura-tempo, que podem assumir a forma de uma curva logarítmica sempre crescente (como por exemplo a curva-padrão ISO-834, que será abordada neste capítulo) ou uma curva que consiste em um trecho ascendente (caracterizando o período de aquecimento de um incêndio) e um trecho descendente (caracterizando o período de resfriamento de um incêndio), a ser abordada em capítulos seguintes, na forma de um incêndio simulado em laboratório (em um forno) e na forma do modelo paramétrico, recomendado pela norma Eurocode 1 parte 1-2 (2002).

A abordagem do comportamento de estruturas de aço em situação de incêndio, considerando o efeito das deformações por fluência, é bastante diferente quando consideram-se curvas temperatura-tempo distintas. As deformações por fluência tendem a seguir, de maneira não proporcional, o incremento de temperatura e, sendo assim, temperaturas sempre crescentes levarão a deformações mais elevadas. Com isso, se a curva-padrão ISO-834 (2014) for levada em conta, a ruptura do elemento de aço é esperada no curto prazo, tendo em vista que a curva-padrão atinge temperaturas próximas de 1000°C em aproximadamente 1 hora (vide ANEXO A e Figura 99). E, a ruptura é atingida não somente em modelos de fluência explícita (Poh (2001) + Fluência), mas também em modelos de fluência implícita (EN 1993-1-2:2005).

As flechas do meio vão, considerando a curva-padrão ISO-834 (2014), comparando o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e o modelo de Poh (2001) + Fluência, são apresentadas na Figura 99. Nota-se que a relação tensão-deformação de Poh (2001) juntamente com o modelo de fluência do Ansys proporciona valores maiores, durante todo ensaio, quando comparado ao modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005), indicando que a norma direciona à um dimensionamento insuficiente.

As deformações totais são apresentadas na Figura 100, e o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) brevemente supera as deformações totais do modelo de Poh (2001) + Ansys em aproximadamente 30 min, e então atinge um patamar de deformação constante de $\varepsilon = 0,04$ mm/mm.

Figura 99 – Comparação das flechas no meio vão entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva-padrão ISO-834 (2014)

Figura 100 – Comparação das deformações totais no meio vão entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva-padrão ISO-834 (2014)

De maneira análoga ao cenário anterior, em temperaturas crescentes a uma taxa constante, as deformações totais do modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) também atingem um patamar devido ao comportamento global da estrutura. Na Figura 101 é ilustrado o campo de deformação total após a exposição de 60 minutos à curva-padrão ISO-834 (2014). É visível que

as deformações maiores se encontram próximas dos apoios, indicando potenciais rótulas plásticas, agravando as flechas do meio vão, mas não as deformações na mesma região, que atingem em média $\varepsilon = 0,05$ mm/mm enquanto que nos apoios a magnitude é aproximadamente 10 vezes maior, atingindo até $\varepsilon = 0,5762$ mm/mm.

Figura 101 – Campo de deformações totais ao longo da viga após 60 minutos de exposição à curva-padrão ISO-834, considerando o modelo do Eurocode 3

Na aplicação da curva-padrão ISO-834 (2014), as flechas atingem valores excessivos e crescem com o tempo, devido à temperatura sempre crescente. Sendo assim, inviabilizando o uso do aço, seja considerando o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) ou Poh (2001) + fluência. No entanto, Silva (1997) avaliou a mesma conclusão, propondo então considerar curvas temperatura-tempo do incêndio natural (com trechos de temperatura ascendente e decrescente), estudando as deformações por fluência nesse regime de aquecimento, assim como Kodur e Dwaikat (2010) também o fizeram. Entretanto, os estudos foram feitos sob perspectivas, ferramentas e metodologias diferentes, chegando mesmo assim a uma conclusão semelhante: deformações por fluência chegam a um valor limite quando a curva temperatura-tempo é referente à um incêndio natural. Essa conclusão é demonstrada por Silva (1997) e será abordada também no item seguinte, mostrando a viabilidade do aço em estruturas que possam vir a sofrer com severos aumentos de temperatura provindos de um incêndio.

6.4 Curva temperatura-tempo do incêndio

Diferentemente da curva-padrão ISO-834 (2014), o incêndio natural é o modelo de incêndio em que se admite que a temperatura dos gases respeite as curvas temperatura-tempo naturais, obtidas experimentalmente por meio de ensaios em fornos de escala real (LI e GUO, 2008), por meio de modelos matemáticos de curvas temperatura-tempo paramétricas (EN 1991-1-2:2002) ou por meio de modelos avançados de incêndio com o auxílio de modelagens *CFD*¹⁸ que simulam a real situação de um compartimento em chamas. Essas curvas, de maneira simplificada, possuem sempre uma fase de aquecimento e uma fase de resfriamento, com um ponto de temperatura máxima que os gases podem atingir.

A conclusão desejada a se atingir nesse estudo é a de que as deformações por fluência e as flechas de uma viga com restrições de apoio em ambas as extremidades, chegam a um valor limite após o ponto de temperatura máxima do aço, viabilizando então o material para estruturas de aço ou mistas em situação de incêndio.

6.4.1 Incêndio natural de Li e Guo (2008)

Com a finalidade de desenvolver essa análise, a curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008) foi considerada. A mesma curva foi aplicada no estudo de Kodur e Dwaikat (2010), sobre qual o estudo desta dissertação se apoiou na validação do modelo estrutural. A curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008) foi gerada a partir de ensaios laboratoriais no Laboratório de Incêndio da Universidade de Tongji (Shanghai, China).

Assim como nos resultados anteriores, a temperatura do aço é considerada como a mesma dos gases. Portanto o campo de temperaturas ao longo do perfil metálico a ser exposto à ação térmica é homogêneo.

As flechas do meio vão, considerando a curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008), comparando o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e o modelo de Poh (2001) + Fluência, são apresentadas na Figura 102. Nota-se que a relação tensão-deformação de Poh (2001) juntamente com o modelo de fluência do Ansys proporciona valores significativamente maiores, durante todo ensaio, quando comparado ao modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005), da mesma forma como foi observado nos três diferentes cenários anteriores.

¹⁸ *Computational Fluid Dynamics* (Dinâmica de Fluidos Computacional) é a área do conhecimento que trata da simulação numérica de escoamentos de fluidos, transferência de calor e fenômenos relacionados, como reações químicas, combustão, aeroacústica, entre outros. (ENGINEERING SIMULATION AND SCIENTIFIC SOFTWARE, 2016)

Figura 102 – Comparação das flechas no meio vão entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008)

No comportamento das curvas que representam as flechas no meio vão, tanto no modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) quanto no modelo de Poh (2001) + Fluência, é observado que, durante o período de resfriamento (ou diminuição da temperatura), os valores das flechas decrescem. Isso pode ser explicado pela relaxação do aço com o aumento da temperatura, e o seu enrijecimento com a diminuição da temperatura.

O aço é um material elastoplástico, e em cada faixa de temperatura há uma relação tensão-deformação (vide Figura 8 e Figura 11) e um módulo de elasticidade (vide Figura 7 e Figura 10). Com o aumento da temperatura, o módulo de elasticidade é menor e a tensão necessária para provocar uma determinada deformação (elástica ou plástica) é menor também. Com a diminuição da temperatura após o ponto de máxima, a tensão resistente se eleva novamente (vide Figura 103), junto com o módulo de elasticidade. Assim, a deformação plástica e por fluência se mantém permanentes e a elástica não, sendo ela a responsável pela retração do sistema estrutural com a diminuição da temperatura.

A Figura 103 ilustra as tensões mínimas, médias e máximas (em módulo) na viga, atingidas ao longo do tempo, considerando o modelo de Poh (2001) + Fluência.

Figura 103 – Tensões máximas, médias e mínimas (em módulo) na viga, atingidas ao longo do tempo, considerando o modelo de Poh (2001) + Fluência

No início da exposição ao incêndio, uma tensão de compressão axial surge devido à expansão térmica (como o sistema é hiperestático, não há como “aliviar” a dilatação térmica), observada na Figura 104 e Figura 105. Após a temperatura atingir a máxima permitida pelo compartimento em chamas, essa tensão começa a diminuir, e eventualmente desaparece, dando espaço ao surgimento de uma tensão de tração axial, como observado na Figura 106 e Figura 107. Esse surgimento é em virtude do aumento da flecha no meio vão que causa um efeito catenária.

Quando o incêndio entra na fase de resfriamento, a tensão de tração aumenta de magnitude por contração do sistema estrutural em razão da diminuição da temperatura, como observado na Figura 108 e Figura 109.

A seguir, da Figura 104 até a Figura 109, é mostrado como as tensões evoluem com o tempo de exposição ao incêndio natural. A Figura 104, Figura 106 e Figura 108 mostram o campo de tensões equivalentes, obtidas pelo critério de von Mises, e que são utilizadas no cálculo das deformações por fluência pelo modelo 11 (*combined time hardening*). A Figura 105, Figura 107 e Figura 109 mostram o tensor das tensões, onde os vetores de cor azul caracterizam tensões de compressão e os vetores de cor vermelha caracterizam tensões de tração.

D: POH - FIRE
Equivalent Stress
Type: Equivalent (von-Mises) Stress
Unit: MPa
Time: 5
07/09/2020 13:09

ANSYS
2019 R3

Figura 104 – Campo de tensões equivalentes (von Mises) após 5 minutos de exposição ao incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

D: POH - FIRE
Vector Principal Stress
Type: Vector Principal Stress
Unit: MPa
Time: 5
07/09/2020 13:13

ANSYS
2019 R3

Maximum Principal
Middle Principal
Minimum Principal

Figura 105 – Tensor das tensões principais após 5 minutos de exposição ao incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

D: POH - FIRE
Equivalent Stress
Type: Equivalent (von-Mises) Stress
Unit: MPa
Time: 16,17
07/09/2020 13:11

ANSYS
2019 R3

31.561 Max
28.281
25
21.72
18.44
15.16
11.88
8.6
5.3199
2.0398 Min

Figura 106 – Campo de tensões equivalentes (von Mises) no instante de temperatura máxima do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

D: POH - FIRE
Vector Principal Stress
Type: Vector Principal Stress
Unit: MPa
Time: 16,17
07/09/2020 13:14

ANSYS
2019 R3

Maximum Principal
Middle Principal
Minimum Principal

Figura 107 – Tensor das tensões principais no instante de temperatura máxima do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

Figura 108 – Campo de tensões equivalentes (von Mises) após 40 minutos de exposição ao incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

Figura 109 – Tensor das tensões principais após 40 minutos de exposição ao incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

As deformações totais são apresentadas na Figura 110, e o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) supera as deformações totais do modelo de Poh (2001) + Fluência em aproximadamente 15 minutos, crescendo até o instante da temperatura máxima (850 °C) em 16,2 minutos. Após esse instante, as deformações totais do modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) predominam em um patamar constante de aproximadamente $\varepsilon = 0,04$ mm/mm.

Na extração das deformações totais, do meio vão, do sistema estrutural avaliado, observou-se que, sempre que a temperatura se aproxima de 850 °C, o modelo preconizado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) atinge aproximadamente a deformação total de $\varepsilon = 0,04$ mm/mm. Isso se deve ao fato de o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) não levar em conta a variável do tempo e, portanto, se a temperatura de 850 °C for atingida no intervalo de 1 h ou 10 h, a deformação total no meio vão sempre irá resultar no patamar de $\varepsilon = 0,04$ mm/mm. O modelo de Poh (2001) + Fluência, por outro lado, resultará em um valor muito menor em uma exposição ao calor de 1 h do que uma de 10 h (como observado na Figura 95, na qual em baixas taxas de aquecimento, o aço ficou mais tempo exposto ao calor), pois o modelo de fluência leva em conta a variável do tempo.

Figura 110 – Comparação das deformações totais no meio vão entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008)

Novamente, assim como observado e justificado em situações prévias na modelagem computacional realizada nesta Dissertação, as deformações totais do Eurocode parte 1-2 (2005) atingem um patamar e possuem magnitude maior do que as deformações totais resultantes do modelo de Poh (2001) + Fluência. Isso é devido à parametrização adotada para realizar o estudo, no qual toda a coleta de dados foi realizada em um ponto específico, no nó central, na mesa inferior, no meio vão da viga, enquanto o restante da viga estava sendo exposta a tensões e deformações maiores. Sendo assim, a fim de demonstrar o agravamento das deformações totais na estrutura global, a mesma comparação entre o Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e Poh (2001) + Fluência foi tomada no ponto indicado em vermelho, próximo ao engaste da estrutura, como ilustrado na Figura 111.

Figura 111 – Modelo de elemento finito com a localização de extração paramétrica de dados

A Figura 112 ilustra as deformações totais coletadas no nó próximo ao engaste da viga, como ilustrado na Figura 111.

Figura 112 – Comparação das deformações totais no engaste entre os modelos do Eurocode 3 e Poh + fluência considerando a curva temperatura-tempo de Li e Guo (2008)

É visto que as deformações totais considerando o efeito da fluência são muito maiores (o modelo Poh + fluência atinge $\varepsilon = 0,18972$ mm/mm enquanto o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) atinge $\varepsilon = 0,11405$ mm/mm) justificando então as flechas excessivas no meio vão da viga no ponto de temperatura máxima.

Adicionalmente, na Figura 110 e Figura 112, é possível notar que existe outra discrepância entre os modelos do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e de Poh (2001) + fluência. No ponto de temperatura máxima, que ocorre no instante $t_{\theta\text{máx}} = 16,17$ min, atingindo 850 °C, as deformações previstas pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) não evoluem mais, atingindo logo o patamar constante. No entanto, o modelo de Poh (2001) + fluência apresenta ainda, por um breve intervalo de tempo após o ponto de temperatura máxima, deformações ainda crescentes mesmo com a diminuição da temperatura. A Tabela 8 mostra, em ambos os cenários abordados acima, as deformações totais no ponto de máxima temperatura, o instante que as deformações preconizadas pelo modelo de Poh + fluência atingem o patamar constante, e qual a deformação máxima atingida.

Tabela 8 – Análise das deformações totais de Poh (2001) + fluência considerando o incêndio natural de Li e Guo (2008)

Localização	$\epsilon_{\text{total}} (\theta_{\text{máx}})$ (mm/mm)	$t_{\text{constante}}$ (min)	$\epsilon_{\text{máx}}$ (mm/mm)	$\Delta \epsilon_{\text{crescimento}}$ (mm/mm)	$\Delta \epsilon_{\text{crescimento}}$ (%)
Meio-vão	0,035394	19,03	0,036375	0,000981	2,77%
Engaste	0,17084	21,96	0,189720	0,018880	11,05%

Após o instante de temperatura máxima ($t_{\theta_{\text{máx}}} = 16,17$ min), as deformações totais considerando o modelo de Poh + fluência continuam aumentando até o instante de $t = 21,96$ min (considerando o nó no engaste), crescendo ainda aproximadamente 11,05% em relação à deformação total atingida no ponto de temperatura máxima ($\epsilon = 0,17084$). Esse fenômeno é devido à fluência e aponta outra desvantagem do modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) em estimar as deformações totais em situação de incêndio. O modelo não estima esse aumento das deformações totais por um breve intervalo de tempo após o instante de temperatura máxima, pois a fluência é tratada de forma implícita, não levando em conta a variável do tempo, como já discutido anteriormente.

A Figura 113 ilustra a instabilidade local na mesa inferior da viga, próximo ao apoio, após o ensaio em um forno, do trabalho de Li e Guo (2008), e o mesmo comportamento foi observado na modelagem computacional realizada nesta Dissertação, como ilustrado na Figura 114, considerando o mesmo incêndio, indicando boa proximidade com um ensaio real. A imagem da modelagem está com escala de deformação 1:1.

Figura 113 – Instabilidade local na viga após cessação do incêndio (LI e GUO, 2008)

Figura 114 – Detalhe da instabilidade local gerada pelo incêndio na viga modelada computacionalmente

O comportamento da curva de deformação total na viga no incêndio natural de Li e Guo (2008) foi como esperado (Figura 110 e Figura 112). A curva realmente atinge um valor limite imediatamente após fase de aquecimento do incêndio (como observado com o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005)) ou brevemente após o instante de temperatura máxima (como observado com o modelo de Poh (2001) + Fluência), diferentemente do que foi constatado quando se considerou a curva-padrão ISO-834 (2014). Para esse caso, as deformações totais do modelo Poh (2001) + fluência aumentam de forma contínua até a ruptura iminente (Figura 100), impossibilitando a escolha do aço na execução do projeto caso fosse aplicada essa curva temperatura-tempo no dimensionamento estrutural. Isso prova que, autores como Lie (1972), Pettersson *et al* (1976), Boyle e Spence (1983) e Skowronski (1988) chegaram a conclusões não verdadeiras pois levaram em conta a curva-padrão ISO-834 nas análises de deformações por fluência do aço a altas temperaturas.

6.4.2 Incêndio natural curto, médio e longo

A velocidade e modo como um incêndio se propaga (rapidamente ou lentamente) depende muito das características do compartimento em chamas: carga de incêndio, grau de ventilação e material de vedação. Essas características são abordadas em detalhe no ANEXO A.

A fim de demonstrar como diferentes períodos de duração e temperaturas máximas de um incêndio afetam as deformações por fluência, a curva temperatura-tempo do incêndio de Li e Guo (2008) foi ajustada de três diferentes formas: incêndio de rápida duração, incêndio de média duração e incêndio de lenta duração. Para isso, a curva temperatura-tempo original foi

achatada e alongada, simulando uma redução do grau de ventilação. As três diferentes curvas estão apresentadas na Figura 115.

Figura 115 – Curvas temperatura-tempo do incêndio de duração rápida, média e lenta

As deformações por fluência da Figura 116 foram extraídas do meio vão da viga.

É claramente evidente que as deformações por fluência acompanham a severidade do incêndio, sendo assim, quanto maior for a temperatura do incêndio maior será a magnitude dessas deformações. No entanto, em incêndios de duração lenta, nos quais a máxima temperatura é mantida por um tempo maior, as deformações por fluência não atingem um patamar com um valor máximo (ao contrário do que pode ser observado nos incêndios de rápida e média duração) e continuam crescendo até o limite da duração do ensaio (80 min). As deformações crescem de forma contínua, mas a taxas bastante baixas após a temperatura máxima ser atingida. Pode ser observado que, em casos onde o compartimento em chamas tem pouca ventilação, a carga de incêndio queima muito lentamente, resultando em uma curva temperatura-tempo com um ponto de máxima temperatura sem muita distinção.

Figura 116 – Deformações por fluência para incêndio rápido, médio e lento

Na Figura 117 à Figura 120, os campos de deformações elásticas, plásticas, por fluência e totais são apresentados. Foram capturados no instante $t = 40$ min, no fim do incêndio natural de rápida duração.

Figura 117 – Campo de deformações elásticas (von Mises) no fim do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

Figura 118 – Campo de deformações plásticas no fim do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

Figura 119 – Campo de deformações por fluência no fim do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

Figura 120 – Campo de deformações totais no fim do incêndio, aplicando o modelo de Poh (2001) + Fluência

É interessante o fato de que o perfil do campo de deformações por fluência (Figura 119) é muito semelhante ao perfil do campo de deformações totais (Figura 120), indicando que as deformações por fluência têm uma participação significativa quando se analisa elementos de aço em situação de incêndio.

Na literatura, Srpčic (2000) analisou o comportamento mecânico de estruturas de aço a altas temperaturas e também chegou à conclusão que, as deformações por fluência tem uma participação muito grande nas deformações totais. O estudo foi feito com o auxílio de um modelo numérico, com base na formulação de Harmathy (1967) e Dorn (1953), e um modelo de elemento finito que consistia em uma viga de perfil I (considerando ora o aço A135, ora o aço SS41). O sistema estrutural foi exposto à uma curva temperatura-tempo de um incêndio natural.

A Figura 121 ilustra os resultados atingidos por Srpčic (2000) e como o formato da curva de fluência atingida equivale aos resultados obtidos nesta Dissertação.

A viga do sistema estrutural é engastada em um apoio e simplesmente apoiada no outro, com um carregamento distribuído de 3kN/m.

Da Figura 121, θ_{fogo} é a temperatura do incêndio, $\theta_{\text{aço}}$ é a temperatura do aço, ε_{θ} é a deformação térmica, ε_{fl} é a deformação por fluência e σ é a tensão equivalente no sistema.

Nota-se que, após o instante de temperatura máxima do incêndio, as curvas de fluência permanecem constantes no patamar atingido.

Figura 121 – Curva temperatura-tempo do incêndio, deformações por fluência, deformações térmicas e tensões equivalentes do sistema estrutural (adaptado de SRPCIC, 2000)

6.4.3 Curva temperatura-tempo recomendada pelo Eurocode 1

As curvas temperatura-tempo do incêndio natural compartimentado são modelos resultantes de ensaios realizados em compartimentos, com aberturas (janelas), nos quais o incêndio ocorre sem a possibilidade de propagar para fora dele, devido às características de isolamento térmico, estanqueidade e estabilidade de elementos de vedação (SILVA, 1997). O Eurocode 1 parte 1-2 (2002) recomenda essas curvas, mas de forma paramétrica, nas quais a forma depende das variáveis do compartimento em chamas. O ANEXO A trata essas curvas com detalhes.

Nos itens anteriores a deformação foi tratada como total, de forma que a comparação entre os modelos do Eurocode 3 parte 1-2 (2005) e Poh (2001) + Fluência pudesse ser efetuada, comprovando a ineficácia da norma europeia tanto para a curva temperatura-tempo padrão e de incêndio, e também a importância de considerar as deformações por fluência nas propriedades mecânicas do aço a altas temperaturas. Nesta seção do trabalho, somente o comportamento das deformações por fluência do sistema estrutural é avaliado. A fim de que esse objetivo seja atingido, as curvas temperatura-tempo do incêndio natural compartimentado, providas do Eurocode 1 parte 1-2 (2002) são aplicadas analisando a influência do grau de ventilação, carga de incêndio, fator de massividade e diferentes materiais de isolamento térmico na temperatura do aço e, portanto, no desempenho da estrutura.

No desenvolvimento das curvas temperatura-tempo do incêndio e do aço foi aplicada a ferramenta computacional *AçoInc*, em programa Excel. A ferramenta é capaz de calcular os esforços resistentes à temperatura ambiente e em situação de incêndio dos perfis de aço, além de traçar curvas temperatura-tempo de incêndio-padrão e incêndio natural compartimentado provenientes do Eurocode 1 (MELÃO, 2016). A ferramenta computacional adota parâmetros e a formulação de transferência de calor recomendada pela ABNT NBR 14323:2013.

Nos itens a seguir, dois cenários diferentes são considerados para a influência do grau de ventilação, do fator de massividade e da carga de incêndio, e três cenários para a influência do tipo de revestimento contra fogo na curva temperatura tempo do fogo, do aço, e consequentemente na curva de fluência.

6.4.3.1 Influência do grau de ventilação na curva de fluência

O grau de ventilação representa a capacidade de oxigenação de um compartimento dependendo da área das aberturas (janelas e portas), na altura que essas aberturas estão localizadas e na área total da superfície de vedação do compartimento. O grau de ventilação é representado pela Equação 116:

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{méd}}}{A_t} \quad 116$$

Na Equação 116:

O – fator de abertura ($m^{1/2}$);

A_v – área total de aberturas verticais nas paredes (m^2);

$h_{méd}$ – altura média das aberturas (m);

A_t – área total do compartimento - paredes, piso e teto (m^2).

A influência do grau de ventilação na curva de fluência é analisada por intermédio de dois diferentes cenários, nos quais a carga de incêndio, fator de massividade e a propriedade físico-térmica dos elementos de vedação do compartimento são mantidos constantes, e não há nenhum tipo de revestimento contra fogo no perfil de aço em todos os lados. Os dois cenários são descritos pela Tabela 9.

Tabela 9 – Propriedades do compartimento em chamas com variação do grau de ventilação

Propriedade	Cenário 01	Cenário 02
Carga de incêndio ($q_{t,d}$)	150 MJ/m ²	150 MJ/m ²
Grau de ventilação (O)	0,05 m ^{1/2}	0,2 m ^{1/2}
Elemento de vedação (b)	1160 J/m ² s ^{1/2} °C	1160 J/m ² s ^{1/2} °C
Revestimento contra fogo	Nenhum	Nenhum
Fator de massividade (F)	184,4 m ⁻¹	184,4 m ⁻¹
Exposição ao calor	4 lados	4 lados

As propriedades utilizadas foram consultadas na literatura, e estão de acordo com ensaios matemáticos já efetuados (SILVA, 1997) (MELÃO, 2016).

O elemento de vedação é composto por tijolo e concreto, onde a propriedade físico-térmica b é equivalente à 1160 J/m²s^{1/2}°C. A propriedade também pode ser calculada pela Equação 117:

$$b = \sqrt{\rho c \lambda} \quad 117$$

Na Equação 117:

ρ – massa específica do material do elemento de vedação (kg/m³);

c – calor específico do material do elemento de vedação (J/kg°C);

λ – condutividade térmica do material do elemento de vedação (W/m°C).

Como a exposição ao calor é feita por todos os lados o fator de massividade é igual à $F = 184,4 \text{ m}^{-1}$.

A curva temperatura-tempo do aço não será considerada como a mesma dos gases, portanto a transferência de calor foi modelada como apresentado no ANEXO B, considerando:

- Calor específico do aço (c_a) = 600 J.kg/°C (assumido, de forma simplificada, independente da temperatura do aço, segundo a ABNT NBR 14323:2013);
- Massa específica do aço (ρ_a) = 7850 kg/m³;

- Coeficiente de transferência de calor por convecção (α_c) = 35 W/m²°C (exposição ao incêndio natural);
- Emissividade resultante (ϵ_{res}) = 0,7.

A Figura 122 e Figura 123 representam as curvas temperatura-tempo do incêndio, recomendadas pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002), e as curvas temperatura-tempo do aço, considerando o Cenário 01 e Cenário 02, respectivamente.

Figura 122 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 01 ($O = 0,05 \text{ m}^{1/2}$)

Figura 123 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 02 ($O = 0,2 \text{ m}^{1/2}$)

Com o aumento do grau de ventilação do compartimento e a manutenção das outras propriedades, a extinção do incêndio é mais veloz, atingindo também uma menor temperatura máxima. É visto também que, para um menor grau de ventilação, a temperatura máxima do aço é muito próxima da temperatura máxima do incêndio (923,8 °C e 934,2 °C, respectivamente) em um intervalo de tempo ligeiramente após o instante desse pico. Por outro lado, com um maior grau de ventilação, as temperaturas máximas do incêndio e do aço são mais distintas uma da outra (818,3 °C e 735 °C, respectivamente).

A variação do grau de ventilação interfere no modo como as curvas de fluência são traçadas ao longo do tempo (Figura 124).

Figura 124 – Curvas de fluência do aço considerando a influência do grau de ventilação do compartimento em chamas

As curvas de fluência da Figura 124 mostram que a influência que o grau de ventilação tem nas curvas temperatura-tempo do aço, tem também nas curvas de fluência. Em um compartimento em chamas com menor grau de ventilação as deformações por fluência do aço são maiores do que para um compartimento em chamas com maior grau de ventilação. Um ambiente mais confinado, com menor oxigenação, favorece a manutenção de altas temperaturas do incêndio e, conseqüentemente, do aço, levando as deformações por fluência à patamares maiores. A Tabela 10 resume os resultados do ensaio.

Tabela 10 – Resumo dos resultados do ensaio com a variação do grau de ventilação

	Cenário 01	Cenário 02
$\theta_{\text{máx}}$ - Fogo (°C)	934,2	818,3
$\theta_{\text{máx}}$ - Aço (°C)	923,8	735,1
$t_{\text{máx}}$ - Fogo (min)	36,0	20,0
$t_{\text{máx}}$ - Aço (min)	37,0	21,0
$\varepsilon_{\text{fluência}}$ (patamar) (mm/mm)	0,043252	0,026183
t_{patamar} (min)	50,3	26,4

Considerando o compartimento em estudo, aumentando em 4 vezes o grau de ventilação, a deformação por fluência máxima atingida é 39,46% menor. Além de que a inflexão da curva de fluência para um menor grau de ventilação é mais suave, explicado pelo fato de que temperaturas elevadas são mantidas por um intervalo de tempo maior quando o compartimento tem um confinamento maior.

6.4.3.2 Influência do fator de massividade na curva de fluência

O fator de massividade (F) expressa a razão entre a área exposta ao fogo e o volume aquecido do elemento estrutural. É uma característica geométrica de grande importância, pois o fluxo de calor é diretamente proporcional à área exposta ao incêndio, e a absorção de calor é proporcional ao volume do elemento de aço (AZEVEDO, 2010).

Em barras prismáticas, o fator de massividade pode ser expresso como a relação entre o perímetro exposto ao fogo e a área da seção transversal do elemento em estudo, sendo conhecido, também, como fator de forma da seção, como representa a Equação 118 (SILVA, 1997).

$$F = \frac{u}{A_a} \quad 118$$

Na Equação 118:

F – fator de massividade (m^{-1});

u – perímetro da seção transversal (m);

A_a – área da seção transversal do elemento estrutural de aço (m^2).

De forma análoga ao realizado no item anterior, a influência do fator de massividade na curva de fluência será analisada por meio de dois diferentes cenários, como descrito pela Tabela 11 e ilustrado pela Figura 125.

Tabela 11 – Propriedades do compartimento em chamas com variação do fator de massividade

Propriedade	Cenário 03	Cenário 04
Carga de incêndio ($q_{t,d}$)	150 MJ/m ²	150 MJ/m ²
Grau de ventilação (O)	0,1 m ^{1/2}	0,1 m ^{1/2}
Elemento de vedação (b)	1160 J/m ² s ^{1/2} °C	1160 J/m ² s ^{1/2} °C
Revestimento contra fogo	Nenhum	Nenhum
Fator de massividade (F)	34,1 m ⁻¹	153,4 m ⁻¹
Exposição ao calor	1 lado	3 lados

Figura 125 – Diferentes cenários de exposição ao calor

Nessa modelagem, o elemento de vedação do compartimento também será tijolo e concreto e as propriedades térmicas da transferência de calor dos gases para o aço são as mesmas do item anterior.

A Figura 126 e Figura 127 representam as curvas temperatura-tempo do incêndio, recomendadas pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002), e as curvas temperatura-tempo do aço, considerando o Cenário 03 e Cenário 04, respectivamente.

Figura 126 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 03 ($F = 34,1 \text{ m}^{-1}$)

Figura 127 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 04 ($F = 153,4 \text{ m}^{-1}$)

O impacto do fator de massividade incide somente na curva temperatura-tempo do aço, pois é uma propriedade geométrica relacionada à seção transversal do elemento estrutural. Sendo assim, a curva temperatura-tempo do fogo permanece inalterada em ambos os cenários.

Um menor grau de massividade significa uma absorção menor do fluxo de calor de um incêndio por parte do material metálico, portanto a temperatura máxima atingida é menor quando comparada a um sistema estrutural com um maior grau de massividade. No entanto, a alta temperatura do aço dissipa mais lentamente no Cenário 03 do que no Cenário 04.

Não obstante, o instante em que a temperatura máxima do aço é alcançada no Cenário 03 (onde é considerado um menor grau de massividade) é 10 minutos depois do instante da máxima temperatura do fogo ser atingida, refletindo a baixa absorção nesse caso.

A variação do fator de massividade interfere no modo como as curvas de fluência são traçadas ao longo do tempo (Figura 128).

Figura 128 – Curvas de fluência do aço considerando a influência do fator de massividade do elemento estrutural

As curvas de fluência da Figura 128 mostram que a variação do fator de massividade não somente modifica a deformação máxima de fluência atingida, mas também a inclinação da reta tangente no período primário de fluência (algo que não foi tão evidenciado no ensaio anterior, variando-se o grau de ventilação, onde até o instante de 21 minutos, em que curva de fluência do Cenário 02 atingiu o patamar constante, a inclinação da reta tangente do período primário de fluência foi equivalente para ambos os cenários).

Uma seção transversal de aço com um menor fator de massividade, permitindo uma menor incidência do fluxo de calor provindo dos gases leva as deformações por fluência a patamares menores. A Tabela 12 resume os resultados do ensaio.

Tabela 12 – Resumo dos resultados do ensaio com a variação do fator de massividade

	Cenário 03	Cenário 04
$\theta_{m\acute{a}x}$ - Fogo (°C)	818,3	818,3
$\theta_{m\acute{a}x}$ - Aço (°C)	530,7	723,4
$t_{m\acute{a}x}$ - Fogo (min)	20,0	20,0
$t_{m\acute{a}x}$ - Aço (min)	30,0	23,0
$\epsilon_{flu\acute{e}ncia}$ (patamar) (mm/mm)	0,019759	0,025696
$t_{patamar}$ (min)	61,0	31,9

Considerando o compartimento em estudo, uma seção transversal que possui um fator de massividade 4,5 vezes maior, a deformação por fluência máxima atingida é 30,04% maior. Outro destaque observado na curva de fluência do Cenário 03 (Figura 128) é o seu crescimento até o final do experimento ou até a temperatura diminuir significativamente (abaixo de 100 °C). O mesmo resultado foi observado no estudo das curvas temperatura-tempo modificadas de Li e Guo (2008) (Figura 115), onde as temperaturas máximas do aço atingem valores inferiores (próximas de 30% à 40% da temperatura de fusão do material), e o período de resfriamento tende a ser mais longo que o período de aquecimento (devido às características do compartimento em chamas e da geometria da seção transversal do elemento estrutural). Nesse caso, as curvas de fluência tendem a não demonstrar um patamar constante definido. Ou seja, as deformações por fluência continuam crescendo, mas a uma taxa bastante lenta. No caso do Cenário 03, da Figura 128, a taxa de crescimento das deformações por fluência no patamar após o instante de 61 minutos é de $\epsilon_{fl} = 5,0832 \times 10^{-6} \text{ mm/mm.min}$.

6.4.3.3 Influência da carga de incêndio na curva de fluência

A carga de incêndio é a soma das energias caloríficas que são liberadas devido à combustão de todos os materiais combustíveis em um compartimento, levando em conta também o material de revestimento da vedação da estrutura. É uma propriedade particular ao compartimento em chamas, onde seu valor característico específico é calculado por:

$$q_{t,k} = \frac{\sum M_i H_i m_i \Psi_i}{A_t}$$

119

Na Equação 119:

$q_{t,k}$ – valor característico da carga de incêndio específica (MJ/m²);

M_i – massa total de todos os materiais combustíveis no compartimento (kg);

H_i – potencial calorífico específico de cada material combustível no compartimento (MJ/kg);

m_i – coeficiente que representa a eficácia da combustão de cada material combustível ($1 \leq m_i \leq 0$);

Ψ_i – coeficiente adimensional que representa o grau de proteção ao fogo do material combustível. Varia entre $\Psi_i = 1$ para materiais sem proteção e $\Psi_i = 0$ para materiais com proteção completa durante o incêndio;

A_t – área total, incluindo vedações e aberturas (m^2).

A influência da carga de incêndio na curva de fluência será analisada por meio de dois diferentes cenários, como descrito pela Tabela 13.

Tabela 13 – Propriedades do compartimento em chamas com variação da carga de incêndio

Propriedade	Cenário 05	Cenário 06
Carga de incêndio ($q_{t,d}$)	200 MJ/m ²	75 MJ/m ²
Grau de ventilação (O)	0,1 m ^{1/2}	0,1 m ^{1/2}
Elemento de vedação (b)	1160 J/m ² s ^{1/2} °C	1160 J/m ² s ^{1/2} °C
Revestimento contra fogo	Nenhum	Nenhum
Fator de massividade (F)	184,4 m ⁻¹	184,4 m ⁻¹
Exposição ao calor	4 lados	4 lados

De forma análoga à modelagem dos cenários 01 ao 04, o elemento de vedação do compartimento também é tijolo e concreto, e as propriedades térmicas da transferência de calor dos gases para o aço são as mesmas.

A Figura 129 e Figura 130 representam as curvas temperatura-tempo do incêndio, recomendadas pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002), e as curvas temperatura-tempo do aço, considerando o Cenário 05 e Cenário 06, respectivamente.

Figura 129 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 05 ($q_{f,d} = 200 \text{ MJ/m}^2$)

Figura 130 – Curvas temperatura-tempo no Cenário 06 ($q_{f,d} = 75 \text{ MJ/m}^2$)

O impacto da variação da carga de incêndio sobre as curvas temperatura tempo do fogo e do aço do Cenário 05 para o Cenário 06 é bastante expressivo. O potencial calorífico é garantido somente pela carga de incêndio em um compartimento em chamas, sendo assim, é a propriedade que mais impactará no desenvolvimento do incêndio.

Uma maior carga de incêndio permite uma curva temperatura-tempo com uma temperatura máxima mais elevada, e com um período de aquecimento e resfriamento mais longos, tornando o incêndio mais duradouro.

Como o grau de massividade é elevado (exposição ao calor por todos os lados do perfil), a temperatura do aço acompanha a evolução das temperaturas do incêndio.

A variação da carga de incêndio interfere no modo como as curvas de fluência são traçadas ao longo do tempo (Figura 131).

Figura 131 – Curvas de fluência do aço considerando a influência da carga de incêndio do compartimento em chamas

A carga de incêndio tem um impacto bastante significativo nas curvas de fluência apresentadas na Figura 131. Um compartimento em chamas com uma carga de incêndio 267% maior, gera deformações máximas de fluência em uma estrutura de aço 2144% maiores, uma proporção de quase 8 vezes. Sendo assim, incêndios severos, com elevada carga e um elemento de aço sem nenhum tipo de revestimento contra fogo, poderão levar o sistema estrutural ao colapso devido à elevada deformação por fluência.

Diante de uma menor carga de incêndio, considerando as propriedades do compartimento em chamas neste ensaio, o período de aquecimento do fogo é superior ao período de resfriamento, com uma taxa de aquecimento mais inferior quando comparado aos cenários anteriores. No Cenário 06, o período de aquecimento do incêndio tem uma duração de 20 minutos e o de resfriamento, 11 minutos, atingindo uma temperatura máxima de 614,4 °C, ou seja, uma taxa de aquecimento média de 30,7 °C/min. Mesmo que a taxa de aquecimento seja

menor que dos outros cenários, o período de duração do incêndio foi curto e a temperatura máxima não foi expressiva, dificultando a manifestação das deformações por fluência, levando, portanto, a deformações máximas por fluência de pequena importância. A Tabela 14 resume os resultados dos ensaios.

Tabela 14 – Resumo dos resultados do ensaio com a variação da carga de incêndio

	Cenário 05	Cenário 06
$\theta_{\text{máx}}$ - Fogo (°C)	1080,8	614,4
$\theta_{\text{máx}}$ - Aço (°C)	1068,7	495,2
$t_{\text{máx}}$ - Fogo (min)	24,0	20,0
$t_{\text{máx}}$ - Aço (min)	24,0	22,0
$\epsilon_{\text{fluência}}$ (patamar) (mm/mm)	0,049677	0,002124
t_{patamar} (min)	34,3	38,4

De forma análoga ao Cenário 04, a curva de fluência do Cenário 06 também não atingiu um patamar constante de deformações por fluência, crescendo até a deformação máxima por fluência de $\epsilon_{\text{fl,max}} = 0,0023351 \text{ mm/mm}$.

Visto que incêndios severos são uma possibilidade, e proporcionam elevadas deformações por fluência, é usual adotar medidas de segurança a fim de manter a integridade física do sistema estrutural de aço, como revestimentos contra fogo, aplicados no perfil metálico. O impacto de diferentes revestimentos contra fogo na curva de fluência do perfil de aço estrutural em estudo é apresentado no item a seguir.

6.4.3.4 Influência do revestimento contra fogo na curva de fluência

Revestimentos contra fogo são os materiais que devido às suas propriedades térmicas e físicas retardam a elevação da temperatura de um elemento estrutural revestido em situação de incêndio, e devem possuir as seguintes propriedades:

- Apresentar bom isolamento térmico a temperaturas elevadas e mitigar a exposição do aço ao fluxo de calor das chamas;
- Manter a integridade durante toda a evolução do incêndio (tanto no período de aquecimento quanto no período de resfriamento) sem apresentar quaisquer patologias.

Propriedades mecânicas e térmicas de alguns materiais isolantes térmicos são apresentadas na Tabela 15.

Tabela 15 – Propriedades mecânicas e térmicas de revestimentos contra fogo (adaptado de MARTINS, 2000)

Material	Massa Específica (kg/m ³)	Calor Específico (J/kg°C)	Condutividade Térmica (W/m°C)
Argamassa de fibras minerais	200-350	1050	0,12
Placas de vermiculita	150-300	1200	0,12-0,17
Placas de vermiculita e gesso	800	1200	0,15
Argamassa de vermiculita	300-800	920	0,06-0,15
Argamassa/Placa de gesso	500-800	1700	0,20
Mantas de fibras minerais	100-500	1500	0,23-0,25
Mantas cerâmicas	64-192	1067	0,10-0,25
Concreto celular	300-1000	1200	0,12-0,40
Concreto leve	1200-1600	1200	0,80
Concreto de cimento Portland	2200-2400	1200	1,28-1,74

No estudo da influência dos diferentes tipos de revestimento contra fogo na curva de fluência do aço em situação de incêndio, foram analisados três diferentes cenários, como descrito pela Tabela 16 e Tabela 17.

Tabela 16 – Propriedades do compartimento em chamas com variação do revestimento contra fogo

Propriedade	Cenário 07	Cenário 08	Cenário 09
Carga de incêndio ($q_{t,d}$)	200 MJ/m ²	200 MJ/m ²	200 MJ/m ²
Grau de ventilação (O)	0,1 m ^{1/2}	0,1 m ^{1/2}	0,1 m ^{1/2}
Elemento de vedação (b)	1160 J/m ² s ^{1/2} °C	1160 J/m ² s ^{1/2} °C	1160 J/m ² s ^{1/2} °C
Revestimento contra fogo	Argamassa de fibra mineral	Placa de gesso	Concreto leve
Fator de massividade (F)	184,4 m ⁻¹	184,4 m ⁻¹	184,4 m ⁻¹
Exposição ao calor	4 lados	4 lados	4 lados

Tabela 17 – Propriedades mecânicas e térmicas dos revestimentos contra fogo aplicados nos ensaios

Propriedades	Argamassa de fibra mineral	Placa de gesso	Concreto leve
Massa específica (ρ_m)	300 kg/m ³	800 kg/m ³	1600 kg/m ³
Calor específico (c_m)	1200 J.kg/°C	1700 J.kg/°C	840 J.kg/°C
Condutividade térmica (λ_m)	0,12 W/m°C	0,20 W/m°C	0,80 W/m°C
Espessura (e_m)	20 mm	20 mm	20 mm

Assim como efetuado no Cenário 01 ao Cenário 06, nessa modelagem, o elemento de vedação do compartimento também será tijolo e concreto, e as propriedades térmicas da

transferência de calor dos gases para o material de revestimento contra fogo são as mesmas dos cenários anteriores.

A Figura 132 representa a curva temperatura-tempo do incêndio, recomendada pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002), e as curvas temperatura-tempo do aço, considerando diferentes tipos de revestimento contra fogo no Cenário 07, 08 e 09.

Figura 132 – Curvas temperatura-tempo considerando diferentes tipos de revestimento contra fogo

Assim como o fator de massividade, o impacto das propriedades de diferentes tipos de revestimento contra fogo incide somente na curva temperatura-tempo do aço. Sendo assim, a curva temperatura-tempo do fogo permanece inalterada nos três cenários.

A argamassa projetada de fibra mineral (Cenário 07) resulta na menor temperatura máxima do aço, mostrando ser o revestimento contra incêndio mais eficiente dos três considerados, enquanto o concreto leve (Cenário 09) é o que permite a maior temperatura máxima do aço em situação de incêndio.

A temperatura máxima do aço, com a aplicação da placa de gesso (Cenário 08), é alcançada mais tardiamente quando comparada à aplicação dos outros dois revestimentos. É atingida no instante $t_{\text{máx}} = 55$ min, 31 min após o instante de temperatura máxima do fogo.

A consideração de diferentes tipos de revestimentos contra fogo interfere no modo como as curvas de fluência são traçadas ao longo do tempo (Figura 133).

Figura 133 – Curvas de fluência do aço considerando a influência da aplicação de diferentes tipos de revestimento contra fogo

A curva temperatura-tempo de incêndio considerada nesses três cenários é a mesma considerada para o Cenário 05, no entanto a curva temperatura-tempo do aço é diferente em cada material de revestimento considerado. A Tabela 18 resume os resultados do ensaio com os cenários 07, 08 e 09., e a Tabela 19 os compara com o resultado do Cenário 05.

Tabela 18 – Resumo dos resultados do ensaio considerando diferentes tipos de revestimento contra fogo

	Cenário 07	Cenário 08	Cenário 09
$\theta_{máx}$ - Fogo (°C)	1080,8	1080,8	1080,8
$\theta_{máx}$ - Aço (°C)	446,1	574,3	837,6
$t_{máx}$ - Fogo (min)	24,0	24,0	24,0
$t_{máx}$ - Aço (min)	53,0	55,0	36,0
$\epsilon_{fluência}$ (patamar) (mm/mm)	0,002074*	0,008066	0,039108
$t_{patamar}$ (min)	-	86,1	52,4

*Deformação máxima por fluência atingida durante o ensaio

Como citado anteriormente nesta Dissertação, baixas taxas de aquecimento levam a deformações por fluência mais expressivas. O aço revestido tem o aquecimento mais lento, e as deformações por fluência são mais expressivas do que no aço não revestido, porém, as temperaturas máximas têm de ser iguais. Neste caso, como a temperatura máxima do aço revestido, no Cenário 07, foi de 446,1 °C, e no aço não revestido, no Cenário 05, foi de 1068,7 °C, a deformação máxima por fluência no Cenário 05 foi 2395,2% mais expressiva do que no

Cenário 07. Isso se deve à importância da variável da temperatura na formulação do equacionamento das deformações por fluência.

Tabela 19 – Comparação dos resultados considerando ou não revestimento contra fogo

	Cenário 05**	Cenário 07	Cenário 08	Cenário 09
$\theta_{\text{máx}} - \text{Aço (}^{\circ}\text{C)}$	1068,7	446,1	574,3	837,6
$\Delta\theta_{\text{máx}} - \text{Aço (\%)}$	-	239,5%	186,1%	127,6%
$\epsilon_{\text{fluência,máx}} \text{ (mm/mm)}$	0,049677	0,002074	0,008066	0,039108
$\Delta\epsilon_{\text{fluência,máx}} \text{ (\%)}$	-	2395,2%	615,9%	127,0%
$\Delta\epsilon_{\text{fluência}}/\Delta\theta_{\text{máx}}$		10,00	3,31	1,00

**sem revestimento contra fogo

O tipo de revestimento contra fogo aplicado na estrutura de aço impacta na deformação por fluência máxima a ser atingida pelo elemento e também na forma da curva de fluência. Elementos de aço estrutural que estão protegidos pela fibra mineral projetada (Cenário 07) ou por placas de gesso (Cenário 08) possuem menor deformação máxima por fluência quando comparados ao mesmo elemento de aço protegido pelo concreto leve (Cenário 09).

A Tabela 19 apresenta uma comparação em que elemento de aço estrutural, sem revestimento contra fogo, exposto ao calor por todos os lados (Cenário 05), pode atingir temperaturas 239,5% maiores que o mesmo elemento, mas isolado termicamente com fibra mineral projetada (Cenário 07). Essa condição leva a deformações por fluência 2395,2% maiores, uma relação $\Delta\epsilon_{\text{fluência}}/\Delta\theta_{\text{máx}}$ de 10,0 vezes. Por outro lado, se o revestimento não apresentar muita eficácia, como por exemplo, o concreto leve (Cenário 09), a temperatura máxima de um elemento de aço desprotegido (Cenário 05) é 127,6% maior, mas as deformações por fluência são 127,0% maiores. Comparado à fibra mineral projetada (Cenário 07), as deformações por fluência são 18,9 vezes maiores.

A influência da temperatura ao longo do incêndio nas deformações por fluência é muito maior que a influência das tensões e do tempo percorrido. Em casos como observado nos cenários 03, 06, 07 e 08, em que a temperatura máxima atingida é inferior, mas o tempo de duração da alta temperatura no aço é maior, as deformações por fluência são praticamente desprezáveis. Isso se deve ao fato de que, na formulação do *implicit time-hardening* (Equação 109) aplicada na modelagem computacional no ANSYS, com o objetivo de obter as deformações por fluência por meio do método do elemento finito, a temperatura aparece tanto na parte do cálculo da fluência do período primário quanto do secundário, enquanto o tempo aparece somente no período primário e a tensão, no período secundário.

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

7.1 Conclusão

O estudo das deformações por fluência em estruturas de aço em situação de incêndio, o efeito dessas no comportamento e desempenho de uma estrutura usual de aço estrutural sob alta temperatura, e a influência das características de um compartimento em chamas nas curvas de fluência foram investigados e analisados nesta Dissertação. Chegou-se à conclusão de que a fluência é muito significativa em uma estrutura de aço em situação de incêndio, e deve-se levá-la em conta no dimensionamento estrutural, sob a forma explícita.

Por intermédio deste estudo e análise, algumas outras conclusões, também importantes, puderam ser retiradas:

- O estudo da fluência é datado desde 1910, e hoje com o advento da mecânica computacional, é possível construir um modelo de elementos finitos que capture as deformações por fluência. Ainda assim, não há estudos que demonstrem as curvas de fluência para uma estrutura de aço em situação de incêndio. Esta Dissertação cumpre o papel de prover esse conteúdo;
- Há uma quantidade considerável de modelos de fluência disponíveis na literatura, contudo a maioria desses modelos apresentam limitações quando as temperaturas e tensões são variáveis. Isso é devido à falta de dados experimentais para o desenvolvimento de modelos de fluência mais precisos e fidedignos à realidade;
- A deformação total de um elemento de aço estrutural em situação de incêndio deve ser obtida por meio de uma análise considerando uma relação tensão-deformação sem fluência junto com um modelo de fluência explícita para atingir um resultado verdadeiro. Modelos de fluência implícita (Eurocode 3, por exemplo) não apresentam um par tensão-deformação verdadeiro, pois não consideram a influência do tempo;
- O intervalo de tempo, a variação das tensões e a temperatura ao longo de um incêndio alteram a forma da curva de fluência de um aço estrutural quando exposto a altas temperaturas;
- As deformações por fluência representam uma parcela grande nas deformações totais, portanto, os efeitos da fluência devem ser levados em conta no dimensionamento estrutural de elementos de aço em situação de incêndio. Caso

contrário, a solução irá resultar em uma resposta estrutural com flechas e deformações totais menores, caminhando contra a segurança estrutural;

- Em taxas de aquecimento mais baixas, o modelo de Poh (2001) + Fluência apresenta maior deformação total quando ultrapassa a faixa de temperatura de 500 °C. Não obstante, para qualquer taxa de aquecimento, o modelo preconizado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) apresenta menor deformação total na faixa de temperaturas entre 500 °C e 800 °C. Baixas taxas de aquecimento levam a maiores deformações por fluência quando a comparação é realizada a uma mesma temperatura;
- Caso a curva-padrão ISO-834 (2014) seja escolhida para o dimensionamento estrutural, o aço pode não ser um material viável, devido às temperaturas sempre crescentes. No modelo em estudo, isso faz com que as flechas no meio vão e as deformações totais cresçam continuamente, levando o sistema ao colapso. No entanto, se a curva temperatura-tempo do incêndio (com fases de aquecimento e resfriamento) for considerada, as flechas no meio vão e as deformações totais atingem um valor limite, viabilizando o uso do aço em situação de incêndio;
- Os apoios engastados da viga de aço apresentam uma rotação significativa devido à perda de rigidez com o tempo e temperatura, criando uma rótula plástica. Essa condição amplia as flechas no meio vão da estrutura. As deformações por fluência nas regiões próximas ao apoio são significativamente maiores quando comparadas ao restante da viga;
- As características de um compartimento em chamas (grau de ventilação, carga de incêndio e material de vedação do compartimento), fator de massividade da seção transversal do aço e o tipo de revestimento contra fogo considerado, impactam no comportamento da curva de fluência;
- A variável da temperatura tem uma influência maior no comportamento da curva de fluência do que as variáveis do tempo e tensão.

7.2 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para futuros trabalhos a serem desenvolvidos sobre a fluência em estruturas de aço em situação de incêndio, acrescentam-se:

- Verificação das deformações por fluência, considerando diversos tipos de aço e ligas metálicas em situação de incêndio, levando em conta o gradiente térmico, com o auxílio da ferramenta computacional ANSYS;
- Verificação das deformações por fluência no aço em situação de incêndio, considerando outros modelos disponíveis na literatura;
- Estudo correlacionando a metalografia com o comportamento do aço em situação de incêndio, considerando movimentações microscópicas devido à fluência;
- Considerar a execução em fornos reais, de ensaios com corpos de prova de aço, expostos a curvas temperatura-tempo de incêndios reais, a fim de capturar as deformações por fluência da estrutura com o auxílio de *strain gauges*;
- Implementação no código-fonte do ANSYS de um novo modelo de fluência capaz de abordar os períodos primário, secundário e terciário;
- Modelagem computacional de estruturas mais complexas, no ANSYS, com compartimentos em chamas distintos, analisando as deformações por fluência por toda a estrutura (a fluência se manifesta diferentemente em estruturas hiperestáticas e isostáticas).

8 REFERÊNCIAS

- ALOGLA, S. M.; KODUR, V. K. Temperature-induced transient creep strain in fiber-reinforced concrete. **Cement and Concrete Composites**, v. 113, p. 11, 2020.
- ALOGLA, S.; KODUR, V. K. Quantifying transient creep effects on fire response of reinforced concrete columns. **Engineering Structures**, v. 174, p. 885-895, 2018.
- ANDERBERG, Y. Modelling steel behaviour. **Fire Safety Journal**, v. 13, n. 1, p. 12-26, 1988.
- ANDERBERG, Y. The impact of various material models on structural fire behaviour prediction. **Structures in Fire**, Cingapura, n. 5, 30 maio 2008. 253-265.
- ANDERBERG, Y.; THELANDERSSON, S. **Stress and deformation characteristics of concrete at high temperatures. 2. Experimental investigation and material behaviour model**. Lund Institute of Technology. [S.l.], p. 86. 1976.
- ANDRADE, E. N. D. C. On the viscous flow in metals, and allied phenomena. **Proceeding of the Royal Society**, Londres, 14 abril 1910. 12.
- ANSYS. **Theory Reference Manual**. ANSYS Inc. Canonsburg, PA, EUA. 2019.
- ASCE 78. Structural Fire Protection. **ASCE Committee on Fire Protection**, Reston, Virginia, v. 78, 1992.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. Projeto de estruturas e aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio - Procedimento. **NBR 14323**, Rio de Janeiro, 2013.
- ASTM A572. **Standard Specification of High-Strength Low-Alloy Columbium-Vanadium Structural Steel**. American Society for Testing and Materials International. West Conshohocken. 2018.
- ASTM E139-11. **Standard test methods for conducting creep, creep-rupture, and stress-rupture test of metallic materials**. ASTM International. West Conshohocken. 2018.
- AZEVEDO, M. S. **Estruturas de aço externas a edifícios em situação de incêndio**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, p. 302. 2010.
- BAILEY, R. W. The utilization of creep test data in engineering design, v. 131, p. 131-349, 1935.
- BATSOULAS, N. D. New model describing creep of metallic materials under variable temperatures. **Steel Research**, v. 65, n. 3, p. 114-119, 1994.

BEDNAREK, Z.; KAMOCKA, R. The heating rate impact parameters characteristic of steel behaviour under fire conditions. **Journal of Civil Engineering and Management**, Warsaw, v. 12, n. 4, p. 269-275, maio 2006.

BEER, F. P.; JOHNSTON, E. R. **Resistência dos Materiais**. 3ª. ed. São Paulo: McGraw-Hill, 1995.

BEITEL, J. J.; IWANKIW, N. K. **Historical survey of multi-story building collapses due to fire**. National Institute of Standards and Technology. Baltimore, p. 86. 2008.

BELL, T. The history of steel: from iron age to electric arc furnaces. **The Balance**, 2018. Disponível em: <<https://www.thebalance.com/steel-history-2340172>>. Acesso em: 05 janeiro 2019.

BOYLE, J. T.; SPENCE, J. **Stress Analysis for Creep**. Southampton: Butterworths, 1983.

BRNIC, J. et al. Creep behavior of high-strength low-alloy steel at elevated temperatures. **Materials Science and Engineering A**, Croácia, v. 499, p. 23-27, 2009.

BRNIC, J. et al. Mechanical Properties, short time creep, and fatigue of an austenitic steel. **Materials**, v. 9, n. 298, abril 2016.

DIMITRIENKO, Y.; GUBAREVA, E.; YURIN, Y. **Finite Element Modeling of Thermo Creep Processes Using Runge-Kutta Method**. [S.l.]. 2014.

DORN, J. Some Fundamentals Experiments on High Temperature Creep. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 8, p. 85-116, maio 1954.

ENGINEERING SIMULATION AND SCIENTIFIC SOFTWARE. Fluidodinâmica computacional: O que é? **ESSS**, 2016. Disponível em: <<https://www.esss.co/blog/fluidodinamica-computacional-o-que-e/>>. Acesso em: 14 setembro 2020.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Actions on structures exposed to fire - General actions (Part 1-2). **Eurocode 1 EN 1991-1-2**, Bruxelas, 2002.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Design of steel structures - Structural fire design (Part 1-2). **Eurocode 3 - EN 1993-1-2**, Bruxelas, 2005.

EUROPEAN COMMITTEE OF STANDARDIZATION. Design of concrete structures - General rules - Structural fire design (Part 1-2). **Eurocode 2 - EN 1992-1-2**, Bruxelas, 2004.

FINNIE, I.; HELLER, W. R. **Creep of engineering materials**. Nova Iorque: McGraw-Hill, 1959.

GAROFALO, F. **Fundamentals of creep and creep-rupture in metals**. Nova Iorque: MacMillan, 1965.

GERNAY, T.; FRANSSSEN, J. M. **Consideration of transient creep in the european constitutive model for concrete in fire situation**. Proceedings of the Sixth International Conference Structures in Fire. [S.l.]: [s.n.]. 2010. p. 784-791.

GIEDT, W. H.; SHERBY, O. D.; DORN, J. E. **The effect of dispersions on the creep properties of aluminum-copper alloys**. University of California. Berkeley, p. 23. 1952.

GRAHAM, A.; WALLES, K. F. A. Relations between long and short time properties of a commercial alloy. **Journal Iron Steel Institution**, v. 179, 1955.

HANTOUCHE, E. G.; KHATIB, K. K. A.; MOROVAT, M. A. Modeling creep of steel under transient temperature conditions of fire. **Fire Safety Journal**, v. 100, p. 67-75, julho 2018.

HARMATHY, T. Z. A comprehensive creep model. **Transactions of ASME**, p. 496-502, setembro 1967.

HARMATHY, T. Z. **Fire Safety design and concrete**. 1. ed. Harlow: Longman Scientific & Technical, 1993. 412 p.

HART, E. W. A critical examination of steady state creep. In: A. R. S. PONTER, D. R. H. **Creep in Structures**. 3. ed. Leicester: Springer-Verlag, 1980. p. 630.

INTERNATIONAL STANDARDIZATION FOR ORGANIZATION. **Fire resistance tests - Elements of building construction - Parte 10**. ISO 834. Geneva. 2014.

JABOTIAN, H. V.; HANTOUCHE, E. G. Thermal Creep Effect on the Behavior of Shear Tab Connections Due to Fire Temperatures. **Fire Safety Journal**, v. 96, p. 74-92, janeiro 2018.

JOHNSON, A. E.; HENDERSON, J.; KAHN, B. Multiaxial creep strain/complex stress/time relations for metallic alloys with some applications to structures. **Proceedings Conference on Creep**, Nova Iorque, 1963.

JONES, D. R. Creep failures of overheated boiler, superheater and reformer tubes. **Engineering failure analysis**, Cambridge, v. 11, p. 873-893, 2004.

JÚNIOR, O. K. **Pilares de concreto armado em situação de incêndio submetidos à flexão normal composta**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, p. 208. 2011.

KIRBY, B. R.; PRESTON, R. R. High Temperature Properties of Hot-Rolled Structural Steels for Use in Fire Engineering Design Studies. **Fire Safety Journal**, v. 13, n. 1, p. 27-37, 1988.

KKN. **Fire-resistant steel for building structural use**. Nippon Steel Corporation. Tóquio. 1989.

KODUR, V. K.; ALOGLA, S. M. Effect of high-temperature transient creep on response of reinforced concrete columns in fire. **Materials and Structures**, v. 50, n. 27, p. 17, 2017.

KODUR, V. K.; AZIZ, E. M. Effect of temperature on creep in ASTM A572 high-strength low-alloy steels. **Materials and structures**, v. 48, p. 1669-1677, 2015.

KODUR, V.; DWAIKAT, M. Effect of high temperature creep on the fire response of restrained steel beams. **Materials and structures**, dezembro 2010.

KODUR, V.; DWAIKAT, M.; FIKE, R. High-temperature properties for fire resistance modeling of structures. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 22, n. 5, p. 423-434, maio 2010.

LI, G. Q.; GUO, S. X. Experiment on restrained steel beams subjected to heating and cooling. **Journal of Construction Steel Research**, v. 64, n. 3, p. 268-274, 2008.

LI, G.-Q.; ZHANG, C. Creep effect on buckling of axially restrained steel columns in real fires. **Journal of Construction Steel Research**, v. 71, p. 182-188, 2012.

LI, L.; PURKISS, J. Stress-strain constitutive equations of concrete material at elevated temperatures. **Fire Safety Journal**, v. 40, p. 669-686, 2005.

LIE, T. T. **Fire and Buildings**. Londres: Applied Science Publishers, 1972. 276 p.

LU, L. et al. Influencing factors for fire performance of simply supported RC beams with implicit and explicit transient creep strain material models. **Fire Safety Journal**, v. 73, p. 29-36, 2015.

MALHOTRA, H. L. **Spalling of concrete in fires**. CIRIA. [S.l.], p. 36. 1984.

MANSON, S. S. Creep under non-steady temperatures and stresses. In: DORN, J. E. **Mechanical behaviour of materials at elevated temperatures**. Londres: McGraw-Hill, 1961.

MARIN, J.; PAO, Y. H. An analytical theory of creep deformation of materials. **Journal of Applied Mechanics**, v. 20, n. 2, p. 245-252, 1953.

MARTINS, M. M. **Dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio**. Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais. Minas Gerais, p. 232. 2000.

MCVETTY, P. G. Creep of metals at elevated temperatures - the hyperbolic sine relation between stress and creep rate. **ASME Transactions**, v. 65, p. 9, 1943.

MELÃO, A. R. **Sobre perfis I de aço em situação de incêndio paramétrico**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, p. 214. 2016.

METHA, K.; MONTEIRO, J. M. **Concreto: estrutura, propriedades e materiais**. São Paulo: Editora Pini, 1994.

NAUMENKO, K. **Modelling of high temperature creep for structural analysis applications**. Martin-Luther University. Halle-Wittenberg, p. 220. 2006.

NORTON, F. H. **The creep of steel at high temperatures**. Cambridge: The Maple Press Company, 1929.

ODQVIST, F. K. G. Historical survey of the development of creep mechanics from its beginnings in the last century to 1970. In: PONTER, A. R. S.; HAYHURST, D. R. **Creep in Structures**. 3. ed. Leicester: Springer-Verlag, 1980. Cap. 1, p. 615.

PENNY, R. K.; MARRIOTT, D. L. **Design for Creep**. 2^a. ed. Londres: Springer Science, 1995.

PETTERSSON, O.; MAGNUSSEN, S.; THOR, J. **Fire Engineering Design of Steel Structures**. Swedish Institute of Steel Construction. Estocolmo. 1976.

PIMENTA, P. M. **Fundamentos da mecânica dos sólidos e das estruturas**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, p. 407. 2008.

PIMENTEL, F. D. C. **Aplicação de Modelo Numérico de Fluência para Análise de Estruturas Metálicas de Flares sob Carregamento Termomecânico**. COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, p. 81. 2014.

POH, K. W. General creep-time equation. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 10, n. 2, p. 118-120, maio 1998.

POH, K. W. Stress-strain temperature relationship for structural steel. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 13, n. 6, p. 371-379, outubro 2001.

POH, K. W. Erratum for "Stress-Strain-Temperature Relationship for Structural Steel" by K. W. Poh. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 26, n. 2, p. 388-389, 2014.

PRASAD, K. et al. Fire induced thermal and structural response of the World Trade Center towers. **Fire Safety Science-Proceedings of the Ninth International Symposium**, 2008. 1267-1278.

RICHMOND, W. O. The creep of wires at high temperature. **Physics**, v. 5, p. 131-134, maio 1934.

SCHNEIDER, R.; LANGE, J. Constitutive equations and empirical creep law of structural steel S460 at high temperatures. **Journal of Structural Fire Engineering**, v. 2, n. 3, p. 217-229, 2011.

SHERBY, O. D.; DORN, J. E. Creep correlations in alpha solid solutions of aluminium. **Journal of Metals**, Philadelphia, p. 959-960, setembro 1952.

SHERBY, O. D.; ORR, R. L.; DORN, J. E. **Creep correlations of metals at elevated temperatures**. University of California. Berkeley, p. 44. 1953.

SILVA, V. P. E. **Estruturas de aço em situação de incêndio**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, p. 170. 1997.

SILVA, V. P.; MANIERI, A. H. Sobre a fluência dos aços estruturais em situação de incêndio. **CILASCI**, Porto, v. 5, julho 2019.

SKOWRONSKI, W. A study of the steel beam deformation during fire. **Building and Environment**, Inglaterra, v. 23, n. 2, p. 159-167, 1988.

SKOWRONSKI, W. **Fire Safety of Metal Structures Theory and Design Criteria**. Warszawa: Polish Scientific Publishers PWN, 2001.

SMITH, R. B. Thermal problems in the mechanical design of steam turbines. **Journal of the Franklin Institute**, v. 220, n. 5, p. 573-613, novembro 1935.

SODERBERG, C. R. The interpretation of creep tests for machine design. **ASME Transactions**, v. 58, n. 8, p. 733-743, 1936.

SRPCIC, S. Viscous creep of steel structures in fire. **Journal of Applied Mathematics and Mechanics**, p. 555-556, 2000.

TAIRA, S.; TANAKA, K.; OHJI, K. A mechanism of deformation of metals at high temperatures with special reference to the tension test and the creep test, Quioto, v. 3, n. 10, p. 228-234, 1960.

TERRO, M. J. Numerical modeling of the behavior of concrete structures in fire. **ACI Structural Journal**, v. 95, p. 183-193, 1998.

THOMPSON, V. Analysis of structures at high temperature. **Atomic Energy Authority (CLM-R290)**, Abingdon, UK, 1989.

TORIC, N.; HARAPIN, A.; BOKO, I. Experimental verification of a newly developed implicit creep model for steel structures exposed to fire. **Engineering Structures**, v. 57, p. 116-124, dezembro 2013.

TORIC, N.; SUN, R. R.; BURGESS, I. W. **Testing the acceptability of different creep strain calculations models in structural fire analysis**. International Conference on Structures in Fire. Shangai: [s.n.]. 2014. p. 895-902.

TORIC, N.; SUN, R. R.; BURGESS, I. W. Creep-free fire analysis of steel structures with Eurocode 3 material model. **Journal of Structural Fire Engineering**, v. 7, n. 3, p. 234-248, 2015.

TORIC, N.; SUN, R. R.; BURGESS, I. W. Development of a creep-free stress-strain law for fire analysis of steel structures. **Fire and Materials**, v. 40, n. 7, p. 896-912, Dezembro 2016.

TWILT, L. Strength and deformation properties of steel at elevated temperatures: some practical implications. **Fire Safety Journal**, v. 13, p. 9-15, 1988.

WANG, W.; ZHANG, L. An approach for evaluating fire resistance of steel beams considering creep effect. **International Workshop of Performance, Protection &**

Strengthening of Structures Under Extreme Loading, Guangzhou, China, n. 6, 11 Dezembro 2017. 544-550.

WANG, W.; ZHANG, L.; HE, P. A numerical investigation of restrained high strength Q460 steel beams including creep effect. **International Journal of Steel Structures**, v. 15, n. 22, p. 1497-1507, 2018.

WILLIAMS-LEIR, G. Creep of structural steel in fire: analytical expressions. **Fire and Materials**, v. 7, n. 2, p. 73-78, 1983.

YOUSSEF, M. A.; MOFTAH, M. General stress-strain relationship for concrete at elevated temperatures. **Engineering Structures**, v. 29, p. 2618-2634, 2007.

ZELTKEVIC, M. **Forward and backward Euler methods**. MIT. [S.l.]. 1998.

ZENER, C.; HOLLOMON, J. H. Effect of the strain rate upon plastic flow of steel. **Journal of Applied Physics**, Massachusetts, v. 15, n. 22, p. 22-32, janeiro 1944.

ZIENKIEWICZ, O. C.; CORMEAU, I. C. Visco-plasticity - plasticity and creep in elastic solids - a unified numerical solution approach. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 8, n. 4, p. 821-845, 1974.

ANEXO A CURVAS TEMPERATURA-TEMPO

A.1 – Introdução

As curvas temperatura-tempo representam a ação térmica do incêndio e podem ser divididas, essencialmente, em dois grupos: incêndio-padrão e incêndio natural.

Os incêndios são fenômenos físico-químicos que dependem do combustível, da fonte de calor (energia térmica resultante da diferença de temperatura entre 2 ou mais sistemas) e do oxigênio (comburente).

A principal característica de um incêndio, no que se refere o estudo e análise das estruturas, é a curva que providencia a temperatura dos gases em função do tempo de incêndio, sendo que a partir dessa curva é possível calcular a máxima temperatura atingida pelos elementos estruturais e a sua correspondente capacidade resistente à alta temperatura (SILVA, 1997).

No estudo da fluência, as curvas temperatura-tempo fornecem 2 das 3 variáveis envolvidas no problema.

A.2 – Incêndio-padrão

A caracterização de curvas temperatura-tempo de um incêndio real envolve muitas variáveis e a curva altera em cada situação estudada. Na falta de estudos mais realísticos, pode-se adotar a curva padronizada como modelo de incêndio na análise experimental.

O incêndio-padrão é o modelo de incêndio que possui como principal característica a existência somente de um ramo ascendente, admitindo que a temperatura dos gases é sempre crescente com o tempo, independente das características do compartimento em chamas.

A curva-padrão é dada pela ISO-834 (2014) nesta Dissertação, com a Equação 120, representada pela Figura 134.

$$\theta_g = \theta_{g,0} + 345 \cdot \log_{10}(8 \cdot t + 1)$$

120

Na Equação 120:

θ_g – temperatura dos gases no ambiente em chamas (°C);

$\theta_{g,0}$ – temperatura dos gases no instante $t = 0$, geralmente tomada igual a 20 °C;

t – tempo (min).

Figura 134 – Curva-padrão conforme ISO-834 (2014)

A.3 – Incêndio natural

O incêndio natural é aquele em que se admite que a temperatura dos gases respeite as curvas temperatura-tempo naturais, elaboradas a partir de ensaios em fornos reais ou modelos matemáticos que foram construídos empiricamente de incêndios que simulam a real situação de um compartimento em chamas (SILVA, 1997). O incêndio natural, de forma contrária ao modelo simplificado do incêndio padrão, é caracterizado por uma fase de aquecimento (período de queima de toda carga combustível presente no ambiente) e uma fase de resfriamento (período de extinção progressiva das chamas no ambiente), ao longo do tempo.

As curvas temperatura-tempo de um incêndio natural compartimentado dependem da carga de incêndio presente no compartimento, o grau de ventilação do compartimento e as características térmicas do material componente de vedação (as três características foram abordadas no estudo das deformações por fluência nesta Dissertação).

A.3.1 – Incêndio natural compartimentado

O incêndio natural real é resultante de um ensaio laboratorial, em um forno real, em que a intensidade das chamas e o grau de ventilação podem ser controlados ao longo do procedimento.

Na modelagem computacional aplicada nesta Dissertação considerou-se a curva temperatura-tempo do incêndio de Li e Guo (2008), que também foi aplicada por Kodur e Dwaikat (2010) e Wang, Zhang e He (2018), e foi obtida experimentalmente em ensaios conduzidos em um forno real. O incêndio foi registrado em um intervalo de 40 minutos,

atingindo a temperatura máxima de 850 °C após 16,2 minutos. Em 19 minutos, o fogo foi extinguido. A curva temperatura-tempo é ilustrada na Figura 135.

Figura 135 – Curva temperatura-tempo do ensaio de Li e Guo (2008)

A.3.2 – Curvas temperatura-tempo paramétricas conforme Eurocode 1

As curvas temperatura-tempo paramétricas fornecidas pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002) são válidas para compartimentos até 500 m² de área horizontal, 4 metros de altura para o pé direito e sem aberturas no teto. Assume-se que toda carga de incêndio no compartimento entre em combustão.

Ao contrário da curva temperatura-tempo de um incêndio natural compartimentado, como apresentado na Figura 135, as curvas apresentadas pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002) são caracterizadas por um período de aquecimento em parábola e o período de resfriamento em reta, ambos bem definidos pois são descritos segundo uma equação matemática. O procedimento para obtenção das curvas temperatura-tempo paramétricas segundo o Eurocode 1 parte 1-2 (2002) é descrito a seguir.

A.3.2.1 – Instante da temperatura máxima dos gases

A determinação do instante (em horas) em que ocorre a temperatura máxima dos gases ($t_{m\acute{a}x}$) após o período de aquecimento é feita pela Equação 121.

$$t_{m\acute{a}x} = 0,2 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{q_{t,d}}{O} \geq t_{lim}$$

121

Na Equação 121:

$q_{t,d}$ – valor de cálculo da carga de incêndio específica relacionada à área total do compartimento (A_t), segundo $q_{t,d} = q_{f,d} \cdot A_f/A_t$ [MJ/m²]. Os limites a seguir devem ser respeitados: $50 \leq q_{t,d} \leq 1000$ [MJ/m²];

$q_{f,d}$ – valor de cálculo da carga de incêndio específica relacionada à área horizontal do compartimento (A_f) [MJ/m²], obtido a partir de fatores de ponderação do Anexo E do Eurocode 1 parte 1-2 (2002);

O – grau de ventilação, com os limites $0,02 \leq O \leq 0,20$;

t_{lim} – tempo-limite mínimo, em função da velocidade de desenvolvimento do incêndio. Para incêndios com taxa de desenvolvimento lenta, 25 min; incêndios com taxa de desenvolvimento média, 20 min; incêndios com taxa de desenvolvimento rápida, 15 min.

Se $t_{máx} = t_{lim}$, o incêndio é controlado pelo combustível (carga de incêndio), e se $t_{máx} > t_{lim}$, quando $t_{máx}$ é igual à $0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/O$, o incêndio é controlado pela ventilação.

A.3.2.2 – Período de aquecimento

A temperatura dos gases no período de aquecimento (ou no ramo ascendente) é dada pela Equação 122.

$$\theta_g = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2t^*} - 0,204e^{-1,7t^*} - 0,472e^{-19t^*}) \quad 122$$

Na Equação 122:

θ_g – temperatura dos gases dentro do compartimento em chamas (°C);

t^* – tempo fictício (em horas), calculado pela Equação 123 para $t_{máx} > t_{lim}$ (incêndio controlado pela ventilação), e calculado pela Equação 125 para $t_{máx} = t_{lim}$ (incêndio controlado pelo combustível).

$$t^* = t \cdot \Gamma \quad 123$$

Na Equação 123, o coeficiente Γ é calculado pela Equação 124.

$$\Gamma = \frac{(O/b)^2}{(0,04/1160)^2} \quad 124$$

Na Equação 124:

O – grau de ventilação;

b – propriedade físico-térmica dos elementos de compartimentação, com os limites:
 $100 \leq b \leq 2200$ em $\text{J/m}^2\text{s}^{1/2}\text{°C}$.

$$t^* = t \cdot \Gamma_{\text{lim}} \quad 125$$

Na Equação 125, o coeficiente Γ_{lim} é calculado pela Equação 126.

$$\Gamma_{\text{lim}} = k \frac{(O_{\text{lim}}/b)^2}{(0,04/1160)^2} \quad 126$$

Na Equação 126:

O_{lim} – grau de ventilação limite, calculado por: $O_{\text{lim}} = 0,1 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/t_{\text{lim}}$;

k – coeficiente tomado igual a 1 ou determinado conforme a Equação 127, caso $O > 0,04$
 $\text{m}^{1/2}$; $q_{t,d} < 75 \text{ MJ/m}^2$; e $b < 1160 \text{ J/m}^2\text{s}^{1/2}\text{°C}$.

$$k = 1 + \left(\frac{O - 0,04}{0,04} \right) \left(\frac{q_{t,d} - 75}{75} \right) \left(\frac{1160 - b}{1160} \right) \quad 127$$

A.3.2.1 – Período de resfriamento

A temperatura dos gases no período de resfriamento (ou no ramo descendente) é representada por uma reta, conforme as Equações 128, 129 e 130.

$$\theta_g = \theta_{\text{máx}} - 650(t^* - t_{\text{máx}}^* \cdot x) \quad \text{para } t_{\text{máx}}^* \leq 0,5 \quad 128$$

$$\theta_g = \theta_{\text{máx}} - 250(3 - t_{\text{máx}}^*) \cdot (t^* - t_{\text{máx}}^* \cdot x) \quad \text{para } 0,5 < t_{\text{máx}}^* < 2,0 \quad 129$$

$$\theta_g = \theta_{\text{máx}} - 250(t^* - t_{\text{máx}}^* \cdot x) \quad \text{para } t_{\text{máx}}^* \geq 2,0 \quad 130$$

Nas Equações 128, 129 e 130, t^* é dado pela Equação 123, $t_{\text{máx}}^*$ é dado pela Equação 131 e $x = 1$, se $t_{\text{máx}} > t_{\text{lim}}$ ou $x = t_{\text{lim}} \cdot \Gamma/t_{\text{máx}}^*$ se $t_{\text{máx}} = t_{\text{lim}}$.

$$t_{\text{máx}}^* = \left(0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/O\right) \cdot \Gamma$$

131

O aspecto das curvas recomendadas pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002) pode ser observado na Figura 136 e Figura 137.

Figura 136 – Curva temperatura-tempo de um incêndio com $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$ e $O = 0,05 \text{ m}^{1/2}$

Figura 137 – Curva temperatura-tempo de um incêndio com $q_{t,d} = 150 \text{ MJ/m}^2$ e $O = 0,1 \text{ m}^{1/2}$

ANEXO B RESISTÊNCIA DO AÇO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

B.1 – Introdução

Na análise e dimensionamento das estruturas de aço em situação de incêndio deve-se levar em conta a redução de resistência e do módulo de elasticidade do material, adotando-se os redutores $k_{y,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ (abordados na Tabela 1 e no diagrama da Figura 7, presentes tanto na ABNT NBR 14323:2013 quanto no Eurocode 3 parte 1-2 (2005)).

B.2 – Barras submetidas à força axial de tração

O valor de cálculo da força normal resistente de tração em situação de incêndio é determinado pela Equação 132.

$$N_{fi,Rd} = \frac{k_{y,\theta} \cdot A_g \cdot f_y}{\gamma_{fi}} \quad 132$$

Na Equação 132:

$k_{y,\theta}$ – fator de redução da resistência ao escoamento à temperatura elevada θ , conforme fomentado pela Tabela 1;

A_g – área bruta da seção transversal da barra de aço (m²);

f_y – valor característico da resistência de escoamento do aço;

γ_{fi} – coeficiente de ponderação da resistência em situação de incêndio, igual a 1.

B.3 – Barras submetidas à força axial de compressão

Com a finalidade de determinar o valor de cálculo da força normal resistente de compressão em situação de incêndio segundo a ABNT NBR 14323:2013, é necessário que o perfil de aço respeite os limites previstos pela ABNT NBR 8800:2008, não sujeitas à instabilidade local a altas temperaturas.

O valor de cálculo da força normal resistente de compressão, no estado-limite último de instabilidade por flexão é apresentado pela Equação 133.

$$N_{fi,Rd} = \chi_{fi} \frac{k_{y,\theta} \cdot A_g \cdot f_y}{\gamma_{fi}} \quad 133$$

Na Equação 133, χ_{fi} é o fator de redução associado à resistência de compressão a altas temperaturas, determinado pela Equação 134.

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{0,fi} + \sqrt{\varphi_{0,fi}^2 - \lambda_{0,fi}^2}} \quad 134$$

Na Equação 134, $\varphi_{0,fi}$ é obtido pela Equação 135.

$$\varphi_{0,fi} = 0,5 \cdot (1 + \alpha \cdot \lambda_{0,fi} + \lambda_{0,fi}^2) \quad 135$$

Com $\alpha = 0,022\sqrt{E/f_y}$, e $\lambda_{0,fi}$ sendo o índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio, calculado conforme a ABNT NBR 8800:2008. O procedimento de cálculo para $\lambda_{0,fi}$ é dado pela Equação 136.

$$\lambda_{0,fi} = \frac{\frac{l_{fi\theta}}{r}}{\sqrt{\frac{\pi^2 E}{f_y}}} \cdot \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad 136$$

Na Equação 136, $l_{fi\theta}$ é o comprimento de flambagem para o dimensionamento em situação de incêndio, determinado da mesma forma que no projeto à temperatura ambiente. No caso de um pórtico engastado de um edifício em chamas, em que cada andar representa um compartimento de incêndio, $l_{fi,fi}$ é tomado como igual a 0,5L, e no último andar igual a 0,7L, onde L é o pé direito do andar em estudo.

B.4 – Barras submetidas a momento fletor

O valor de cálculo do momento fletor resistente em situação de incêndio ($M_{fi,Rd}$) nos casos de instabilidade local da alma e da mesa é determinado pela ABNT NBR 14323:2013, por meio das Equações 137, 138 e 139. Os valores dos parâmetros de esbeltez correspondentes à plastificação ($\lambda_{p,fi}$) e ao início do escoamento ($\lambda_{r,fi}$) em situação de incêndio devem ser determinados usando-se os procedimentos do Anexo G da ABNT NBR 8800:2008, multiplicando-se respectivamente os valores de λ_p e λ_r por 0,85.

$$M_{fi,Rd} = \kappa \cdot k_{y,\theta} \cdot M_{pl} \quad \text{para } \lambda \leq \lambda_{p,fi} \quad 137$$

$$M_{fi,Rd} = \kappa \cdot k_{y,\theta} \cdot \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \cdot \frac{\lambda - \lambda_{p,fi}}{\lambda_{r,fi} - \lambda_{p,fi}} \right] \quad \text{para } \lambda_{p,fi} < \lambda \leq \lambda_{r,fi} \quad 138$$

$$M_{fi,Rd} = \kappa \cdot k_{\sigma,\theta} \cdot M_y \quad \text{para } \lambda > \lambda_{r,fi} \quad 139$$

Nas Equações 137, 138 e 139:

M_{pl} – momento de plastificação da seção transversal à temperatura ambiente;

M_y – momento fletor correspondente ao início do escoamento à temperatura ambiente, desconsiderando as tensões residuais. Seu valor é tomado como o produto Wf_y , com W igual ao módulo resistente elástico mínimo da seção transversal em relação ao eixo de flexão;

$k_{\sigma,\theta}$ – fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à instabilidade local em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente;

κ – fator de correção que leva em consideração o efeito benéfico de uma distribuição de temperatura não uniforme na seção transversal, adotando os seguintes valores:

- 1,00 – em uma viga com todos os quatro lados expostos ao fogo ou quando a temperatura na seção transversal não for obtida por um processo de distribuição uniforme;
- 1,15 – em uma viga envolvida por material de revestimento contra fogo, com três lados expostos, com uma laje de concreto ou laje com fôrma de aço incorporada no quarto lado, com a temperatura na seção transversal obtida por um processo de distribuição uniforme;
- 1,40 – em uma viga sem material de revestimento contra fogo, com três lados expostos, com uma laje de concreto ou uma laje com fôrma de aço incorporada no quarto lado, com a temperatura na seção transversal obtida por um processo de distribuição uniforme.

No estado-limite de instabilidade lateral com torção, o momento fletor resistente em situação de incêndio é calculado segundo a Equação 140.

$$M_{fi,Rd} = \kappa \cdot \chi_{fi} \cdot k_{y,\theta} \cdot M_{pl} \quad 140$$

Na Equação 140, χ_{fi} é o fator de redução associado à resistência de compressão em situação de incêndio, determinado na Equação 134, porém com o índice de esbeltez reduzido ($\lambda_{0,fi}$) calculado de acordo com a Equação 141.

$$\lambda_{0,fi} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta} \cdot M_{pl}}{k_{E,\theta} \cdot M_{cr}}} \quad 141$$

Na Equação 141, M_{cr} é o momento fletor de instabilidade elástica à temperatura ambiente, provindo da NBR 8800:2008. O índice de esbeltez reduzido pode ser calculado de forma simplificada pela Equação 142.

$$\lambda_{0,fi} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{0,85 \cdot M_{cr}}} \quad 142$$

B.5 – Transferência de calor

A fim de obter os fatores de redução da resistência do aço ($k_{y,\theta}$ e $k_{E,\theta}$) é necessário a determinação da temperatura do aço. Sendo assim, conhecida a curva temperatura-tempo dos gases que envolvem a estrutura, a transferência de calor pode ser calculada segundo a ABNT NBR 14323:2013 para elementos estruturais com e sem revestimento contra fogo.

B.5.1 – Elementos estruturais sem revestimento contra fogo

Considerando uma distribuição uniforme de temperatura na seção transversal, a elevação da temperatura ($\Delta\theta_{a,t}$), em °C, de um elemento estrutural de aço sem revestimento contra fogo, situado no interior da edificação, durante um intervalo de tempo (Δt), pode ser determinada pela Equação 143. O valor de Δt não pode ser tomado como maior que 5s.

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \cdot \frac{(u/A_g)}{c_a \cdot \rho_a} \cdot \varphi \cdot \Delta t \quad 143$$

Na Equação 143:

k_{sh} – fator de correção para o efeito de sombreamento, determinado conforme a Equação 144;

u/A_g – fator de massividade para elementos estruturais de aço sem revestimento contra fogo (m^{-1});

u – perímetro exposto ao incêndio do elemento estrutural de aço (m);

A_g – área bruta da seção transversal do elemento estrutural (m^2);

ρ_a – massa específica do aço (kg/m^3);

c_a – calor específico do aço ($J/kg^\circ C$);

φ – fluxo de calor por unidade de área (W/m^2);

Δt – intervalo de tempo (s).

Em seções I ou H expostas ao incêndio-padrão ou incêndio natural, o fator de correção para efeito de sombreamento (k_{sh}) é dado pela Equação 144.

$$k_{sh} = 0,9 \frac{(u/A_g)_b}{(u/A_g)}$$

144

Na Equação 144, $(u/A_g)_b$ é o valor do fator de massividade, definido como a relação entre o perímetro exposto ao incêndio de uma caixa hipotética que envolve o perfil e a área da seção transversal do perfil. Em seções transversais fechadas, como seções-caixão e tubulares, circulares e retangulares, e seções sólidas, como as retangulares, totalmente expostas ao incêndio, k_{sh} é igual a 1,0.

Os fatores de massividade envolvidos no estudo da viga perfil I aplicada nesta dissertação são apresentados na Figura 138.

<p>Seção aberta exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{\text{perímetro}}{\text{área da seção transversal}}$	<p>Mesa de seção I ou H exposta ao incêndio por três lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{b + 2t_f}{b t_f}$
<p>Seção aberta exposta ao incêndio por três lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{\text{perímetro exposto ao incêndio}}{\text{área da seção transversal}}$	<p>Seção I ou H com reforço em caixão exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{2(b + d)}{\text{área da seção transversal}}$

Figura 138 – Fator de massividade para perfis de seção I ou H sem revestimento contra fogo (adaptado de ABNT NBR 14323:2013)

B.5.2 – Elementos estruturais com revestimento contra fogo

Em uma distribuição uniforme de temperatura na seção transversal, a elevação de temperatura ($\Delta\theta_{a,t}$), em °C, de um elemento estrutural situado no interior do edifício, envolvido por um material de revestimento contra fogo, pode ser determinada pela Equação 145. O valor de Δt não pode ser tomado como maior que 30s.

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_m(u_m/A_g)}{t_m c_a \rho_a} \cdot \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})\Delta t}{1 + (\xi/4)} - \frac{\Delta\theta_{g,t}}{1 + (\xi/4)}$$

145

Na Equação 145:

$$\xi = \frac{c_m \rho_m}{c_a \rho_a} t_m (u_m / A_g) \quad 146$$

u_m / A_g – fator de massividade em elementos estruturais envolvidos por material de revestimento contra fogo (m^{-1});

u_m – perímetro efetivo do material de revestimento contra fogo, igual ao perímetro da face interna do material de revestimento, limitado às dimensões do elemento estrutural de aço (m);

c_m – calor específico do material de revestimento contra fogo ($J/kg^\circ C$);

ρ_m – massa específica do material de revestimento contra fogo (kg/m^3);

λ_m – condutividade térmica do material de revestimento contra fogo ($Wm/^\circ C$);

t_m – espessura do material de revestimento contra fogo ($^\circ C$);

$\theta_{g,t}$ – temperatura dos gases no tempo t ($^\circ C$);

Δt – intervalo de tempo (s).

O fator de massividade em elementos de aço envolvidos por material de revestimento contra fogo (u_m / A_g) pode ser calculado por intermédio de expressões (Figura 139).

Situação	Descrição	Fator de massividade (u_m/A_g)
Seção com revestimento tipo contorno de espessura uniforme, exposta ao incêndio por todos os lados	$\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço}}{\text{área da seção da peça de aço}}$
Seção com revestimento tipo caixa ^a , de espessura uniforme, exposta ao incêndio por todos os lados	$\frac{2(b+d)}{\text{área da seção da peça de aço}}$
Seção com revestimento tipo contorno de espessura uniforme, exposta ao incêndio por três lados	$\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço} - b}{\text{área da seção da peça de aço}}$
Seção com revestimento tipo caixa ^a de espessura uniforme, exposta ao incêndio por três lados	$\frac{2d+b}{\text{área da seção da peça de aço}}$

^a Válido apenas para c_1 e c_2 inferiores ou iguais a $d/4$.

Figura 139 – Fator de massividade em alguns elementos estruturais com material de revestimento (ABNT NBR 14323:2013)

ANEXO C FLUÊNCIA DAS ESTRUTURAS DE CONCRETO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

C.1 – Introdução

O concreto é amplamente aplicado em estruturas de edifícios e em obras de arte devido a diversas vantagens que apresenta sobre outros materiais de construção, tais como o baixo custo de execução, boa resistência a compressão, boa resistência a ambientes ácidos e alcalinos e boa resistência em situação de incêndio devido à sua incombustibilidade, baixa condutividade térmica, elevado isolamento térmico e baixa propensão à degradação de sua resistência mecânica e rigidez com o aumento da temperatura (KODUR e ALOGLA, 2017). No entanto, estruturas de concreto em situação de incêndio são susceptíveis a deteriorações e perda de resistência na forma de *spalling*¹⁹, rachaduras e esmagamento do material, que leva a deformações excessivas, resultantes de quatro componentes diferentes: deformação mecânica ($\epsilon_{c,\sigma}$), deformação térmica ($\epsilon_{c,\theta}$), deformação transiente ($\epsilon_{c,tr}$) e deformação por fluência ($\epsilon_{c,\text{fl}}$). A deformação linear específica total (ϵ_{total}) do concreto sob temperaturas elevadas pode ser decomposta em quatro componentes, expressas pela Equação 147 (LU, YUAN, *et al.*, 2015).

$$\epsilon_{c,\text{total}}(\theta) = \epsilon_{c,\sigma}(\sigma_c, \theta) + \epsilon_{c,\theta}(\theta) + \epsilon_{c,tr}(\sigma_c, \theta) + \epsilon_{c,\text{fl}}(\sigma_c, \theta, t) \quad 147$$

Da Equação 147, a deformação mecânica surge instantaneamente após o aparecimento de tensões devido ao carregamento estrutural, e a deformação térmica é resultado da expansão (ou contração) do concreto devido à variação da temperatura. A deformação transiente, originada a partir do aquecimento inicial do concreto, é definida como a diferença entre a expansão térmica (sem carregamento aplicado ou restrições de movimento) e a deformação linear específica total do concreto sob a condição de carregamento constante e aquecimento crescente. A deformação por fluência é resultante de um carregamento no concreto tomado durante um longo intervalo de tempo que é amplificada em altas temperaturas (KODUR e ALOGLA, 2017).

Devido à complexidade em separar as deformações transiente e por fluência em duas componentes, são muitas vezes incorporadas e referidas como uma só: deformação transiente por fluência ou LITS (*Load Induced Thermal Strain* ou deformação térmica induzida pelo carregamento) (ALOGLA e KODUR, 2020).

¹⁹ *Spalling* é o lascamento de camadas ou pedaços de concreto da superfície de um elemento estrutural, quando exposto a elevadas temperaturas e de rápido crescimento, como aquelas observadas em incêndio (MALHOTRA, 1984)

A deformação linear específica total do concreto a alta temperatura pode ser representada por três componentes: FTS (*Free Thermal Strain* ou deformação térmica livre), deformação mecânica e LITS.

A deformação transiente por fluência no concreto é conferida à perda das quatro formas de água presentes na matriz do concreto, levando à um aumento significativo da porosidade e microfissuração (JÚNIOR, 2011). Ao passo que a intensidade das tensões e a temperatura aumentam, a perda de água é acelerada, consequentemente aumentando as deformações transientes por fluência no concreto, como ilustrado na Figura 140 (ANDERBERG e THELANDERSSON, 1976).

Figura 140 – Deformação transiente por fluência no concreto como função da temperatura e tensão (KODUR e ALOGLA, 2017)

À temperatura ambiente, a fluência surge próximo aos poros do concreto da pasta de cimento hidratado, que é composta basicamente por silicatos de cálcio hidratados (C-S-H). Na pasta de cimento hidratado, a água é classificada em quatro tipos, em função do grau de dificuldade para sua remoção, nomeadamente (METHA e MONTEIRO, 1994):

- água capilar: água que está livre da influência de forças de atração exercidas pelas superfícies sólidas na pasta;
- água adsorvida: água fisicamente adsorvida às superfícies sólidas da pasta, sob a influência das forças de atração;
- água interlamelar: água associada à estrutura do C-S-H, também conhecida por água de gel;

- água quimicamente combinada: água que é parte integrante da estrutura de vários produtos hidratados do cimento.

A fluência à temperatura ambiente demora um longo período para ocorrer devido ao lento processo de hidratação do cimento e a perda de umidade, conhecido como envelhecimento do concreto. Quando a temperatura do concreto excede 100 °C, uma parcela da água capilar começa a evaporar, e isso tem pouca ou nenhuma influência na deformação transiente por fluência em um curto intervalo de tempo. Porém, quando a temperatura do concreto atinge aproximadamente 300 °C, a água interlamelar e uma parte da água quimicamente combinada começam a evaporar. O aumento contínuo de temperatura até 500 °C causa a decomposição do hidróxido de cálcio que libera mais água a ser evaporada, e quando a temperatura atinge 900 °C o C-S-H é completamente decomposto, e toda água de hidratação é perdida (KODUR e ALOGLA, 2017) (METHA e MONTEIRO, 1994).

Com essa excessiva perda de água, a microestrutura porosa do concreto começa a ruir e o efeito da deformação transiente por fluência se torna mais evidente a temperaturas acima de 500 °C, levando à uma deterioração contínua do material (ANDERBERG e THELANDERSSON, 1976).

A fluência que ocorre no concreto não é muito diferente no aço, ambas têm sua magnitude intensificada pelo aumento da temperatura e tensão. No entanto, o concreto sofre fluência à temperatura ambiente quando exposto a um carregamento por um longo intervalo de tempo, o aço não.

No que se refere ao concreto armado ou concreto protendido, a área transversal de aço é geralmente muito pequena quando comparado à área transversal total do elemento estrutural, sendo assim, a influência da fluência do aço quando exposto a altas temperatura é mínima. Além do que, como a armadura ou a protensão são envoltos por uma camada de concreto (semelhantemente a um revestimento contra fogo), é necessário que o sistema fique exposto ao incêndio durante um longo intervalo de tempo a fim de que o aço atinja níveis relevantes de deformação por fluência.

Outros fatores, nomeadamente geométricos, também induzem à uma maior severidade dos efeitos da fluência no concreto (ALOGLA e KODUR, 2018):

- a fluência transiente é mais dominante em pilares de concreto armado do que em vigas ou lajes de concreto armado (ou protendido). Isso se deve ao fato de que os pilares, ao contrário de outros elementos que sofrem flexão, são membros que sofrem compressão pura (idealmente), e toda a seção transversal do concreto é responsável por resistir aos esforços solicitantes. No caso de vigas e lajes, somente

uma parte do concreto sofre compressão (enquanto a armadura resiste aos esforços de tração). E como é de conhecimento, o concreto resiste muito pouco ou quase nada a tensões de tração;

- como estruturas de concreto tem uma área de seção transversal naturalmente maior e uma menor condutividade térmica em comparação com os aços estruturais, o campo de temperaturas é bastante heterogêneo, com grandes amplitudes, acelerando as deformações por fluência transiente. Esse efeito é amplificado quando o incêndio tem uma taxa de aquecimento muito alta, ao contrário do aço;
- em casos de aquecimentos assimétricos, nos quais o fluxo de calor incide em 1, 2 ou 3 lados da estrutura, o campo de temperaturas também será assimétrico, o que pode levar à uma excentricidade das tensões internas, fazendo com que deformações devido à fluência transiente sejam predominantes.

C.2 – Fluência transiente implícita e explícita do concreto em situação de incêndio

Assim como no aço, a fluência também pode ser classificada como implícita ou explícita no concreto, dependendo se as deformações por fluência estão ou não incorporadas nos diagramas tensão-deformação. Essa incorporação é uma forma de simplificar o cálculo das deformações totais de um elemento a alta temperatura que, muitas vezes, pode levar ao subdimensionamento do sistema. Nos aços estruturais a principal limitação em considerar a fluência como implícita está no intervalo de validade da taxa de aquecimento (entre 2 °C/min e 50 °C/min), o que acaba inviabilizando a aplicação de diagramas tensão-deformação como o preconizado pelo Eurocode 3 parte 1-2 (2005) em situações de incêndios naturais (taxa de aquecimento variável).

Para o concreto, a relação tensão-deformação do Eurocode 2 parte 1-2 (2004) é usualmente aplicada em cálculos estruturais. Assim como o modelo do Eurocode 3 parte 1-2 (2005), o Eurocode 2 parte 1-2 (2005) tem algumas vantagens como sua simplicidade de aplicação e confiabilidade aceitável, pelo menos sob condições de aquecimento sempre crescentes (taxa de aquecimento entre 2°C/min e 50°C/min ou curva-padrão ISO-834). A principal limitação desse modelo é a consideração implícita da deformação transiente por fluência. Além disso, o Eurocode 2 parte 1-2 (2004) também trata essa deformação como reversível (GERNAY e FRANSSEN, 2010).

Afim de explorar essas limitações, observemos somente o período de resfriamento que sucede o período de aquecimento no caso de uma curva temperatura-tempo do incêndio natural. Esse período em que as temperaturas são decrescentes pode apresentar complicações na análise e acompanhamento da deformação transiente por fluência, sabendo que nenhuma orientação é providenciada pela norma europeia. As relações tensão-deformação do Eurocode 2 parte 1-2 (2004) não consideram os efeitos do período de resfriamento na fluência transiente por fluência por dois principais motivos (ALOGLA e KODUR, 2018):

1. A maioria das deformações sofridas durante o período de aquecimento são deformações plásticas (permanentes), portanto irreversíveis;
2. A consideração implícita das deformações transientes por fluência pelo modelo do Eurocode 2 parte 1-2 (2005) permite a recuperação dessas durante o período de resfriamento do incêndio, mesmo que só ocorram durante o período de aquecimento.

Aplicando-se o modelo do Eurocode 2 parte 1-2 (2005) na análise estrutural em situação de incêndio, considerando o período de resfriamento, irá resultar em uma subestimação de flechas, no caso de vigas, e do encurtamento, no caso de pilares, cujos valores atingidos durante o período de aquecimento serão “recuperados” no período de resfriamento. Uma resposta estrutural irreal, reforçando a necessidade da aplicação da parcela referente à deformação transiente por fluência de forma explícita.

A Figura 141 aborda a tensão em função da variação da temperatura em uma estrutura simples de concreto, comparando o modelo do Eurocode 2 parte 1-2 (2005) com a formulação da fluência explícita proposta por Gernay e Franssen (2010). A diferença é notável durante a fase de resfriamento, na qual o modelo de fluência implícita “libera” as tensões de forma mais lenta enquanto que, no modelo proposto, as deformações do período de aquecimento foram incapazes de se recuperarem, sendo assim, as tensões rapidamente decresceram. Isso destaca a importância em considerar a irreversibilidade da deformação transiente por fluência quando analisa-se o período de resfriamento de um incêndio.

Figura 141 – Tensões em função da temperatura variável (GERNAY e FRANSSSEN, 2010)

C.2.1 – Fluência transiente implícita

O modelo fornecido pelo Eurocode 2 parte 1-2 (2004) considera a fluência implicitamente nas relações tensão-deformação a altas temperaturas.

A curva tensão-deformação uniaxial do concreto comprimido em situação de incêndio apresentada pelo Eurocode 2 parte 1-2 (2004) segue o modelo da Equação 148, em que descreve os trechos crescente e decrescente²⁰ de tensões em função das deformações.

$$\sigma_{c,\theta} = \begin{cases} \frac{3 \cdot \varepsilon_{c,\sigma} \cdot f_{c,\theta}}{\varepsilon_{c1,\theta} \cdot \left[2 + \left(\frac{\varepsilon_{c,\sigma}}{\varepsilon_{c1,\theta}} \right)^3 \right]} & \text{se } \varepsilon_{c,\sigma} \leq \varepsilon_{c1,\theta} \\ \frac{f_{c,\theta} \cdot (\varepsilon_{cu1,\theta} - \varepsilon_{c,\sigma})}{(\varepsilon_{cu1,\theta} - \varepsilon_{c,\sigma})} & \text{se } \varepsilon_{c1,\theta} < \varepsilon_{c,\sigma} \leq \varepsilon_{cu1,\theta} \end{cases} \quad 148$$

Na Equação 148:

$\sigma_{c,\theta}$ – tensão de compressão aplicada no concreto à uma dada temperatura;

$\varepsilon_{c,\sigma}$ – deformação do concreto em função da tensão $\sigma_{c,\theta}$ em uma dada temperatura;

$f_{c,\theta}$ – resistência à compressão do concreto à uma dada temperatura;

$\varepsilon_{c1,\theta}$ – deformação do concreto correspondente à $f_{c,\theta}$ em uma dada temperatura;

$\varepsilon_{cu1,\theta}$ – deformação última do concreto à uma dada temperatura.

²⁰ Deve-se adotar um ramo descendente na curva tensão-deformação, por questões numéricas. Um modelo linear foi adotado (podendo-se adotar também um modelo não-linear para o trecho decrescente).

Os parâmetros da Equação 148 são fornecidos pela Tabela 20, e são referentes ao concreto com agregados silicosos. Utilizando-se a Equação 148 com os parâmetros da Tabela 20, foram traçadas as curvas tensão-deformação para concretos com agregados silicosos (Figura 142).

Tabela 20 – Valores dos parâmetros das relações tensão-deformação para concretos com agregados silicosos (EN 1992-1-2:2004)

Temperatura (°C)	$f_{c,0}$	$\epsilon_{c1,0}$	$\epsilon_{cu1,0}$
20	1,00	0,0025	0,0200
100	1,00	0,0040	0,0225
200	0,95	0,0055	0,0250
300	0,85	0,0070	0,0275
400	0,75	0,0100	0,0300
500	0,60	0,0150	0,0325
600	0,45	0,0250	0,0350
700	0,30	0,0250	0,0375
800	0,15	0,0250	0,0400
900	0,08	0,0250	0,0425
1000	0,04	0,0250	0,0450
1100	0,01	0,0250	0,4750
1200	0	0	0

Figura 142 – Curvas tensão-deformação do concreto sob compressão, para diversas temperaturas e concretos com agregados silicosos (EN 1992-1-2:2004)

C.2.2 – Fluência transiente explícita

A consideração da fluência transiente em sua forma explícita é essencial nas análises das estruturas de concreto em situação de incêndio, principalmente em casos em que há um período de aquecimento e resfriamento. Negligenciando as deformações transientes por fluência à alta temperatura pode levar a uma subestimação das deformações totais, resultando em um dimensionamento estrutural insuficiente.

Alogla e Kodur (2018) realizaram modelagens computacionais no software ABAQUS a fim de capturar o efeito da fluência transiente explícita em pilares de concreto armado expostos a diferentes curvas temperatura-tempo, fornecidas pelo Eurocode 1 parte 1-2 (2002). Incêndios com um período de aquecimento de 90, 120 e 180 minutos foram considerados juntamente com o período de resfriamento.

A deformação axial dos modelos onde a fluência foi considerada explícita demonstrou um maior encurtamento dos pilares ao final do experimento e uma menor recuperação (encurtamento para expansão) durante o período de resfriamento quando comparados aos modelos nos quais a fluência foi implícita. A Figura 143 ilustra os resultados obtidos por Alogla e Kodur (2018).

Figura 143 – Efeito da curva temperatura-tempo do incêndio natural no deslocamento axial, comparando modelos de fluência implícita e explícita (ALOGLA e KODUR, 2018)

Existem equacionamentos disponíveis na literatura que tratam a deformação total do concreto levando-se em conta o termo explícito para a deformação transiente por fluência a fim de estudar toda a extensão da fluência no concreto (ANDERBERG e THELANDERSSON, 1976) (TERRO, 1998) (LI e PURKISS, 2005) (YOUSSEF e MOFTAH, 2007), assim como foi

feito na Figura 143. Os itens a seguir apresentam os modelos de fluência transiente explícita propostos por Anderberg e Thelandersson (1976) e Terro (1998).

C.2.2.1 – Modelo de Anderberg e Thelandersson

O equacionamento proposto por Anderberg e Thelandersson (1976) compreende as quatro componentes da deformação total do concreto a altas temperaturas ($\epsilon_{\text{total},\theta}$) da Equação 147. As deformações por fluência e transiente no concreto são separadas e representadas por equações distintas. A deformação por fluência no concreto é expressa pela Equação 149.

$$\epsilon_{c,fl}(\sigma_c, \theta, t) = -0,00053 \left(\frac{\sigma_c}{f_{c,\theta}} \right) \cdot \left(\frac{t}{180} \right)^{0,5} \cdot e^{0,00304(\theta-20)} \quad 149$$

Na Equação 149:

$\epsilon_{c,fl}$ – deformação por fluência do concreto;

σ_c – tensão aplicada no concreto;

$f_{c,\theta}$ – tensão resistente do concreto em função da temperatura;

t – tempo (min);

θ – temperatura (°C).

Nos casos em que a tensão e temperatura são variáveis no tempo, basta aplicar o modelo de encruamento por deformação (como apresentado no item 3.5.2, mas aplicado ao concreto) (ANDERBERG e THELANDERSSON, 1976).

A deformação transiente do concreto é expressa pela Equação 150.

$$\epsilon_{c,tr}(\sigma_c, \theta) = k_2 \cdot \frac{\sigma_c}{f_{c,20}} \cdot \epsilon_{c,\theta} \quad 150$$

Na Equação 150:

$\epsilon_{c,tr}$ – deformação transiente do concreto;

k_2 – constante adimensional (valor tomado entre 1,80 e 2,35);

σ_c – tensão no concreto;

$f_{c,20}$ – resistência à compressão do concreto à temperatura ambiente;

$\epsilon_{c,\theta}$ – deformação térmica do concreto.

C.2.2.1 – Modelo de Terro

Terro (1998) formulou a deformação total específica do concreto em situação de incêndio como a soma de *FTS* (deformação térmica livre), deformação mecânica e *LITS* (deformação térmica induzida pelo carregamento). A *LITS* é composta pelas deformações por fluência e transiente e é dada pela Equação 151.

$$LITS(\theta_c, \sigma_c) = (\varepsilon_{c,fl} + \varepsilon_{c,tr}) = LITS(\theta_c, 0,3f_{c,20}) \cdot \left(0,032 + 3,226 \cdot \frac{\sigma_c}{f_{c,20}} \right) \quad 151$$

Na Equação 151, a relação $\sigma_c/f_{c,20}$ não deve ultrapassar 0,3 $f_{c,20}$, e:

θ_c – temperatura do concreto (°C);

$f_{c,20}$ – resistência à compressão do concreto à temperatura ambiente;

σ_c – tensão no concreto.

O termo $LITS(\theta_c, 0,3f_{c,20})$ representa o valor da deformação transiente por fluência à uma tensão aplicada de 0,3 $f_{c,20}$ e pode ser estimado segundo a Equação 152, para concretos compostos por agregados silicosos.

$$\begin{aligned} LITS(\theta_c, 0,3f_{c,20}) = & -1625,78 \times 10^{-6} + 58,03 \times 10^{-6} \cdot \theta_c - \\ & 0,6364 \times 10^{-6} \cdot \theta_c^2 - 3,6112 \times 10^{-9} \cdot \theta_c^3 - \\ & 9,2796 \times 10^{-12} \cdot \theta_c^4 + 8,806 \times 10^{-15} \cdot \theta_c^5 \end{aligned} \quad 152$$

As Equações 151 e 152 foram elaboradas considerando um concreto com volume de agregado (V_a) de 65%. Para qualquer outro valor, os valores da *LITS* devem ser ajustados pela Equação 153.

$$LITS(\theta_c, \sigma_c)_{V_a} = LITS(\theta_c, \sigma_c)_{65\%} \cdot \frac{V_a}{0,65} \quad 153$$