

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

DESENVOLVIMENTO DE UM ENSAIO MECÂNICO NÃO CONVENCIONAL
PARA A ANÁLISE DA RELAXAÇÃO DE TENSÕES DO
POLITETRAFLUORETILENO

Caiuã Caldeira de Melo

São Carlos
2016

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

DESENVOLVIMENTO DE UM ENSAIO MECÂNICO NÃO CONVENCIONAL
PARA A ANÁLISE DA RELAXAÇÃO DE TENSÕES DO
POLITETRAFLUORETILENO

Caiuã Caldeira de Melo

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

Orientador: Dr. Leonardo Bresciani Canto

Coorientador: Dr. Rodrigo Bresciani Canto

Agência Financiadora: CAPES

São Carlos

2016

Ficha catalográfica elaborada pelo DePT da Biblioteca Comunitária UFSCar
Processamento Técnico
com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

M528d Melo, Caiuã Caldeira de
Desenvolvimento de um ensaio mecânico não convencional para a análise da relaxação de tensões do politetrafluoretileno / Caiuã Caldeira de Melo. -- São Carlos : UFSCar, 2016.
75 p.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal de São Carlos, 2016.

1. PTFE. 2. Viscoelasticidade. 3. Ensaio de longa duração. 4. Elementos finitos. 5. Correlação de imagens digitais. I. Título.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à Antonia Dantas de Melo e ao Pedro Rodrigues de Melo
(in memoriam).

VITAE DO CANDIDATO

Engenheiro Físico pela Universidade Federal de São Carlos (2013).



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais

Folha de Aprovação

Assinaturas dos membros da comissão examinadora que avaliou e aprovou a Defesa de Dissertação de Mestrado do candidato Caiuã Caldeira de Melo, realizada em 08/04/2016:

Prof. Dr. Leonardo Bresciani Canto
UFSCar

Prof. Dr. Walter Libardi
UFSCar

Prof. Dr. Rodrigo Ribeiro Paccola
USP

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador Leonardo Bresciani Canto e co-orientador Rodrigo Bresciani Canto pelas instruções precisas, pelo suporte e por indicarem os caminhos a seguir durante toda a elaboração deste trabalho. Agradeço aos colegas de laboratório Bruno, Fernanda, Filipe, Otávio, Rafael Vargas, Ricardo e Vinicius pelo auxílio na condução do trabalho, fundamentais para a concretização desta dissertação. Agradeço aos técnicos do departamento de engenharia de materiais Rafael Minhoto, Jhosefer e Leomar por facilitarem a execução de diversas tarefas deste trabalho.

Agradeço meus grandes amigos Fernando 30, Francisco, Leonardo, Pedro, Tiago e Victor por sempre me incentivarem e me apoiarem na minha carreira profissional.

Agradeço à Roberta por ser uma parceira amorosa, apoiadora e compreensiva nos meus momentos mais difíceis, por elucidar minhas dúvidas sobre os rumos da minha vida.

Agradeço ao meu irmão Raoni, meu primeiro e eterno amigo, que fadou meu destino ao me apresentar o fantástico mundo da ciência e engenharia. Por ser um engenheiro nato, sua facilidade em construir e projetar sempre me inspira.

Agradeço aos meus pais Wilma e Francisco por ter me ensinado que a educação é transformadora, que não só nos engrandece, mas pode melhorar a vida das pessoas ao nosso redor. Esse ensinamento é a força motriz para eu seguir estudando e compartilhando o conhecimento que eu adquiro.

RESUMO

Os materiais, em geral, têm seu comportamento mecânico dependente das condições de ambiente e da taxa de carregamento. A identificação do comportamento mecânico dependente do tempo representa uma grande dificuldade para a indústria na aplicação de novos materiais, principalmente para o comportamento em longos tempos de aplicação. Neste contexto, há décadas, dispositivos para a medição dessas propriedades mecânicas de longa duração vêm sendo desenvolvidos. Porém, geralmente os mesmos tem alto custo e seu uso é exclusivo para um corpo de prova ensaiado em determinado tempo. O presente trabalho abordou o desenvolvimento de uma nova técnica e metodologia para a caracterização do comportamento mecânico dependente do tempo em ensaios de longa duração, o material selecionado para essa análise foi o politetrafluoretileno. O ensaio de acoplamento eixo-furo (EAEF) foi desenvolvido visando o baixo custo de implementação e, principalmente, a não ocupação contínua de uma máquina universal de ensaios por tempos extensos, permitindo a realização de ensaios de forma concomitante. Os resultados do EAEF evidenciaram a manifestação dos efeitos de relaxação de tensões do politetrafluoretileno ao longo de vários dias. Por meio de uma otimização com auxílio de simulações em elementos finitos (EF), foram obtidos os parâmetros do modelo generalizado de Maxwell para caracterizar a viscoelasticidade do material, uma implementação analítica também foi realizada. Adicionalmente, foram medidas as deformações durante a recuperação do material pela técnica de correlação de imagens digitais (CID). O EAEF mostrou-se viável para a medição da relaxação de tensões por longos períodos, demonstrando as vantagens citadas anteriormente. As simulações em EF reproduziram qualitativamente o comportamento mecânico do material, assim como modelo analítico desenvolvido. A medição das deformações de recuperação após o EAEF via CID apresentou-se uma forma de enriquecer a caracterização do material.

Palavras chaves: PTFE, viscoelasticidade, ensaio de longa duração, elementos finitos e correlação de imagens digitais.

DEVELOPMENT OF A NEW MECHANICAL TEST TO ANALYZE THE STRESS RELAXATION IN POLYTETRAFLUOROETHYLENE

ABSTRACT

The mechanical behavior of materials usually depends on room temperature and loading rate. The identification of the time-dependent mechanical behavior is a great difficulty for the industry in the application of new materials such as polymers, mainly for long-term behavior. In this context, several experimental apparatus for measuring mechanical properties of long-term behavior have been developed. Generally, these devices are expensive and its use is unique to a specimen tested at one time. This study is a development of a new technique and methods for the characterization of time-dependent mechanical behavior in long-term tests. The hole-shaft coupling test (HSCT) was developed to the low cost of implementation and, especially, not a continued occupation of a testing machine for long periods, allowing the performance of more than one test at the same time. The HSCT results revealed the stress relaxation effects on polytetrafluoroethylene over several days. An optimization with finite element (FE) simulations assistance was carried out to characterize the viscoelastic material and obtain Maxwell generalized model parameters, an analytical formulation was also performed. Additionally, the strains were measured during recovery of the material by digital image correlation (DIC). The HSCT proved to be feasible for measuring the long-term stress relaxation, demonstrating the advantages mentioned above. The FE simulations reproduced qualitatively the mechanical behavior of the material, as well as the analytical model developed. Measurement of strain recovery after HSCT via DIC is presented a way to enrich the characterization of the material.

PUBLICAÇÕES

MELO, C. C.; SCIUTI, V. F. ; MONTILHA, F. S. ; ROCCO, F. O. ; CANTO, R. B. . Simulação computacional para otimização da matriz elastomérica na prensagem multiaxial indireta com elastômero confinado aplicada em pós cerâmicos. In: 60° Congresso brasileiro de cerâmicas, 2016, Águas de Lindóia. Anais do congresso brasileiro de cerâmica, 2016.

MONTILHA, F. S. ; MELO, C. C. ; ROCCO, F. O. ; PANDOLFELLI, V. C. ; CANTO, R. B. . Identificação de parâmetros elásticos de compactos verdes de um material cerâmico sílico-aluminoso para aplicação em simulação. In: 60° Congresso brasileiro de cerâmicas, 2016, Águas de Lindóia. Anais do 60° congresso brasileiro de cerâmicas, 2016.

ROCCO, F. O. ; MELO, C. C. ; MONTILHA, F. S. ; SCIUTI, V. F. ; CANTO, R. B. . On the cold compaction of metal powder: a validation procedure for computational modeling. In: Tenth International Latin American Conference on Powder Technology, 2015, Mangaratiba. Proceedings of the Tenth International Latin American Conference on Powder Technology, 2015.

ROCCO, F. O. ; MELO, C. C. ; BALANCIN, O. ; CANTO, R. B. . Identificação de parâmetros para a simulação computacional da prensagem de pós ferrosos. In: Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 2014, Cuiabá. Anais do 21º CBECiMat, 2014. p. 5400-5407

ÍNDICE DE ASSUNTOS

FOLHA DE APROVAÇÃO	i
AGRADECIMENTOS	iii
RESUMO	v
ABSTRACT	vii
PUBLICAÇÕES	ix
ÍNDICE DE ASSUNTOS	xi
ÍNDICE DE TABELAS	xv
ÍNDICE DE FIGURAS	xvii
LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS	xxi
LISTA DE SÍMBOLOS	xxiii
1 INTRODUÇÃO	1
2 FUNDAMENTOS E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Comportamento mecânico dos materiais	5
2.1.1 Elasticidade	6
2.1.1.1 Domínio de validade e utilização	6
2.1.1.2 Formulação termodinâmica da elasticidade	6
2.1.2 Viscoelasticidade	8
2.1.2.1 Domínio de validade e uso	9
2.1.2.2 Formulação termodinâmica: sólido de Kelvin-Voigt	10
2.1.2.3 Formulação termodinâmica: modelo de Maxwell	12
2.1.2.4 Modelo generalizado de Maxwell	14
2.1.2.5 Formulação funcional da função de relaxação	15
2.1.2.6 O modelo generalizado de Maxwell no Abaqus®	17
2.2 Técnica de correlação de imagens digitais	18
2.3 Ensaio de relaxação de tensões	18

2.4	Material de estudo: PTFE	22
2.5	Modelos constitutivos dependentes do tempo para o PTFE	26
3	MATERIAIS E MÉTODOS	31
3.1	Materiais	31
3.2	Fabricação dos corpos de prova em PTFE	31
3.3	Ensaio desenvolvido para a caracterização da relaxação de tensões em polímeros	34
3.3.1	Descrição geral do ensaio	34
3.3.2	Estimativa das deformações radiais na interface eixo-furo	38
3.3.3	Planejamento do ensaio aplicado ao PTFE	38
3.4	Câmara térmica para controle de temperatura durante o EAEF	40
3.5	Análise da recuperação das deformações após EAEF via técnica de correlação de imagens digitais (CID)	40
3.6	Análise de parâmetros de modelos constitutivos a partir do EAEF	42
3.6.1	Identificação via modelo de elementos finitos	42
3.6.2	Modelo analítico para análise das variáveis do EAEF	45
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	49
4.1	Ensaio de relaxação das tensões	49
4.1.1	Controle da temperatura	49
4.1.2	Resultados para os discos com diferentes diâmetros de furo	51
4.1.3	Efeito da altura do CDP no EAEF	54
4.2	Identificação dos parâmetros do modelo constitutivo generalizado de Maxwell a partir de análise inversa via MEF e resultados do EAEF	55
4.3	Aplicação da técnica de CID para medir as deformações de recuperação nos discos de PTFE após EAEF	56
4.4	Aplicação dos parâmetros do modelo generalizado de Maxwell identificado via MEF no modelo analítico	58
5	CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS	61
5.1	Conclusões	61
5.2	Perspectivas	63
6	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	65

A	APÊNDICE: CÂMARA TÉRMICA	69
B	APÊNDICE: ROTINA DE PÓS-PROCESSAMENTO DOS DADOS DO CORRELI-Q4™ PARA O CÁLCULO DAS DEFORMAÇÕES RADIAIS .	73

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1	Parâmetros da série de Prony-Dirichlet (modelo generalizado de Maxwell) para relaxação [5]	30
Tabela 3.1	Características dos corpos de prova e dos ensaios realizados	35
Tabela 4.1	Parâmetros da série de Prony-Dirichlet (modelo generalizado de Maxwell) para relaxação	55

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 Esquema do aparato experimental para os ensaios de relaxação das tensões radiais de discos de PTFE	3
Figura 2.1 Representação do modelo de Kelvin-Voigt	10
Figura 2.2 Representação do modelo de Maxwell	12
Figura 2.3 Esquema do modelo generalizado de Maxwell	14
Figura 2.4 Aparato experimental para ensaios de relaxação de tensões em tração, adaptado de ASTM E328 [21]	19
Figura 2.5 Aparato experimental para ensaios de relaxação de tensões em compressão, adaptado de ASTM E328 [21]	20
Figura 2.6 Aparato experimental para ensaios de relaxação de tensões em flexão, adaptado de ASTM E328 [21]	21
Figura 2.7 O aparato experimental comercial para ensaios de relaxação de tensões em tração, adaptado de Ronan et al. [17]	21
Figura 2.8 Comportamento do PTFE prensado a 13,8 MPa, em um ensaio de compressão simples a 26 °C, adaptado de Rae e Dattelbaum. [2]	23
Figura 2.9 Metodologia proposta para um projeto de um produto em PTFE auxiliado por simulação numérica desenvolvida a partir de estudos teóricos e experimentais [22].	25
Figura 2.10 Diagrama de fases do PTFE, adaptado de Sciuti [13]	26
Figura 2.11 Modelo reológico, adaptado de Kletschkowski et al. [29]	27
Figura 2.12 (a) Dependência da taxa de deformação nas simulações dos ensaios de tração uniaxial controlados por deformação, e (b) Recuperação da deformação na simulação de um ensaio de tração uniaxial controlado por tensão, adaptado de Kletschkowski et al. [29]	27
Figura 2.13 Modelo DNF [30]	28
Figura 2.14 Ensaio de tração e compressão uniaxiais cíclicos realizados a -10° por Sciuti et al. [31], e a estratégia de identificação da tensão de escoamento	29

Figura 2.15 Dados experimentais de um ensaio de macroindentação para medir a relaxação de tensões no PTFE e o resultado do respectivo modelo analítico [5]	30
Figura 3.1 Fotografia de grânulos de PTFE (Teflon® 807-N) como recebido da indústria	31
Figura 3.2 Esquema do processo de fabricação dos corpos de prova em PTFE e dimensões aproximadas dos corpos de prova	32
Figura 3.3 Esquema do programa de sinterização do PTFE [24]	33
Figura 3.4 CDP em PTFE após usinagem, com forma de disco com furo centrado (diâmetro interno variável de ≈ 12 mm e diâmetro externo de ≈ 34 mm)	34
Figura 3.5 Esquema do aparato para o ensaio de acoplamento eixo-furo (EAEF) para a medição de relaxação de tensões	36
Figura 3.6 Etapas da execução do EAEF para a caracterização da relaxação de tensões em polímeros	37
Figura 3.7 Esquema dos carregamentos impostos para a aplicação do EAEF na caracterização do comportamento da relaxação de tensões do PTFE	39
Figura 3.8 (a) Fotografia da superfície mosqueada do CDP 8 a ser analisada pela técnica de CID e (b) Aparato experimental utilizado para captura das fotografias analisadas no ensaio de recuperação	41
Figura 3.9 (a) Modelo de EF com eixo metálico e (b) modelo simplificado	43
Figura 3.10 Comparação das curvas de força de reação no eixo entre o modelo de EF simplificado e o modelo de EF com todas as partes simuladas (completo)	44
Figura 4.1 Temperatura interna e externa à câmara térmica ao longo de 24 horas, destacando-se as temperaturas de pico das transição de fase do PTFE (19°C e 30°C) que devem ser evitadas ao longo de um ensaio	49

Figura 4.2	Comparação entre os ensaios (a) com e (b) sem controle de temperatura	50
Figura 4.3	Fotografia da câmara térmica instalada na máquina de ensaios	51
Figura 4.4	Resultados do EAEF aplicado em discos de PTFE com diâmetros de furo de 11,85 mm ($\bar{\varepsilon}_{rr} = 3,4\%$), 11,95 mm ($\bar{\varepsilon}_{rr} = 2,5\%$) e 12,12 mm ($\bar{\varepsilon}_{rr} = 1,0\%$)	52
Figura 4.5	Resultados de EAEF em CDPs de PTFE com mesmo diâmetros de furo de 11,95 mm ($\bar{\varepsilon}_{rr} = 2,5\%$) e alturas de 5 mm (Ensaio 6) e 10 mm (Ensaio 4 e 5)	54
Figura 4.6	Comparação entre os resultados experimentais e do modelo de elementos finitos	56
Figura 4.7	Campo de diferença de deformações radiais $\Delta\varepsilon_{rr}$ na última imagem digital capturada ao final do ensaio de recuperação	57
Figura 4.8	(a) Variação da deformação radial ($\Delta\varepsilon_{rr}$) vs. tempo e (b) perfil da variação da deformação radial ($\Delta\varepsilon_{rr}$) em função do raio	57
Figura 4.9	EAEF aplicado aos CDPs com diâmetro de 11,95 mm ($\bar{\varepsilon}_{rr} = 2,5\%$): Comparação entre os resultados experimentais, do modelo de elementos finitos e do modelo analítico	59
Figura A.1	Esquema elétrico da câmara térmica	69
Figura A.2	Código utilizado no Arduino Uno para o controle da câmara térmica: parte 1	70
Figura A.3	Código utilizado no Arduino Uno para controle da câmara térmica: parte 2	71
Figura B.1	Código utilizado para pós-processamento dos dados do Correli-Q4™: parte 1	73
Figura B.2	Código utilizado para pós-processamento dos dados do Correli-Q4™: parte 2	74
Figura B.3	Código utilizado para pós-processamento dos dados do Correli-Q4™: parte 3	75

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

CDPs - Corpos de prova

CID - Correlação de Imagens Digitais

EF - Elementos Finitos

MEF - Método dos Elementos Finitos

PTFE - Politetrafluoretileno

ASTM - American Society for Testing and Materials

ISO - International Standards Organization

DSC - Differential Scanning Calorimetry

DNF - Dual Network Fluoropolymer

EAEF - Ensaio de Acoplamento Eixo-Furo

LISTA DE SÍMBOLOS

- α - Taxa de deslocamento radial
 β - Ângulo da região cônica do eixo
 δ - Delta de Dirac
 $\dot{\epsilon}$ - Taxa de deformação
 $\dot{\epsilon}_I$ - Primeiro invariante do tensor taxa de deformações
 $\dot{\epsilon}_{II}$ - Segundo invariante do tensor taxa de deformações
 ϵ_{dev} - Tensor de deformações desviadoras
 ϵ_{vol} - Tensor de deformações volumétricas
 θ_λ - Coeficiente relacionado à viscosidade do material
 θ_μ - Coeficiente relacionado à viscosidade do material
 λ - Parâmetro de Lamé
 μ - Parâmetro de Lamé
 ν - Coeficiente de Poisson
 ν_∞ - Coeficiente de Poisson de longa duração
 ρ - Densidade do material
 Ψ - Potencial termodinâmico
 σ - Tensor de tensões
 ϵ - Tensor de deformações
 σ^{el} - Componente elástica do tensor de tensões
 σ^{an} - Componente anelástica do tensor de tensões
 τ_1 - Coeficiente característico da viscosidade
 τ_2 - Coeficiente característico da viscosidade
 φ - Potencial de dissipação
 $\Delta\epsilon_{rr}$ - Diferença de deformação radial
 $\Delta\epsilon(t)$ - Diferença de deformações entre dois instantes
 \mathbf{a} - Tensor de rigidez
 \mathbf{A} - Tensor de flexibilidade
 d_a - Deslocamento aplicado
 D_{max} - Decaimento máximo da força
 E - Módulo de elasticidade

E_{∞} - Módulo elástico de longa duração

F_{max} - Força máxima no experimento

F_{min} - Força mínima no experimento

G - Energia livre de Gibbs

$G(t)$ - Função de relaxação

H - Entalpia

$K(t)$ - Função de relaxação

R_e - Raio do eixo

R_f - Raio do furo

s - instante de referência

S - Entropia

t - Tempo

T - Temperatura

T_0 - Tempo em que o raio do furo é mantido constante

u - Deslocamento radial

\mathcal{H} - Função de Heaviside

1 INTRODUÇÃO

O comportamento mecânico dos materiais é, geralmente, dependente não só das condições do ambiente mas também dos tipos e das taxas de carregamento, sendo assim, a caracterização mecânica dos materiais utilizados em projetos de engenharia otimizados é essencial para o aproveitamento pleno de suas propriedades. O desenvolvimento de novas técnicas e metodologias para simplificar ou aperfeiçoar essa caracterização, em diversas condições e carregamentos, torna-se interessante para que a aplicação dos materiais não seja restringida pela falta de conhecimento das suas propriedades.

Um dos principais objetivos da caracterização mecânica dos materiais é a identificação de parâmetros de um modelo constitutivo para a simulação computacional. Estes modelos, apesar de muitas vezes adotarem uma abordagem puramente fenomenológica, são relevantes para a previsão do comportamento mecânico e extremamente úteis em aplicações industriais críticas. Dentre as principais dificuldades existentes na caracterização mecânica dos materiais, citam-se a consideração da temperatura e do tempo. Tanto a realização de ensaios mecânicos em baixas ou altas temperaturas quanto a análise dos materiais frente a taxas de carregamentos muito altas, realizada a partir de ensaios denominados de curta duração, podem ser inviáveis ou necessitar de equipamentos de alto custo. Por outro lado, nos ensaios denominados como de longa duração, a análise é realizada considerando a aplicação dos carregamentos em grandes períodos de tempo e, neste caso, o alto custo pode estar associado diretamente ao tempo de ocupação dos equipamentos. Neste sentido, reduzir os custos para a caracterização mecânica dos materiais em ensaios de longa duração é o objeto de estudo deste trabalho.

Os ensaios de longa duração são aplicados em materiais que possuem comportamento mecânico dependente do tempo, geralmente classificados como viscoelásticos e/ou viscoplásticos. A dependência do tempo no comportamento mecânico dos materiais pode ser mais ou menos evidenciada em função da temperatura. Embora todas as classes de materiais apresentem tal comportamento, no caso dos polímeros de engenharia a dependência do tempo é consi-

derável mesmo sob temperatura ambiente, enquanto nos metais ou cerâmicas essa dependência é mais evidenciada em altas temperaturas. Considerando o crescente aumento na utilização dos materiais poliméricos [1], a caracterização mecânica destes materiais em ensaios de longa duração necessita ser ampliada e, se possível, simplificada. Caso contrário, efeitos como a relaxação e fluência dificilmente serão considerados com precisão em projetos nos quais materiais poliméricos são solicitados por longos períodos de tempo.

Propriedades mecânicas dependentes do tempo em materiais poliméricos podem ser obtidas por ensaios convencionais, como tração e compressão uniaxiais, flexão e torção [2–4], ou ainda, por ensaios menos convencionais, como a macroindentação [5]. Porém, quando o domínio do tempo a ser explorado é grande, ou seja, quando ultrapassa algumas dezenas de horas, esses ensaios tornam-se muito custosos, pois exigem que equipamentos de ensaio, por exemplo uma máquina de ensaios universal, sejam ocupados continuamente por longos períodos de tempo e, ainda, tenham infraestrutura adequada para que os ensaios não sejam interrompidos precocemente de forma acidental, por uma queda de energia por exemplo.

Esses fatos motivam o desenvolvimento de novas técnicas e metodologias para a caracterização do comportamento mecânico dependente do tempo em ensaios de longa duração. Dentro deste contexto, é proposto um ensaio não convencional para caracterizar o efeito da relaxação de tensões em polímeros de forma prática e com baixo custo, a partir de um dispositivo mecânico que não necessita de tempos extensos de ocupação contínua de uma máquina universal de ensaios. Trata-se de um ensaio que pode ser brevemente descrito da seguinte forma (Figura 1.1): 1) prepara-se por usinagem em torno convencional, um corpo de prova (CDP) do material que se deseja ensaiar, cuja geometria é a de um disco com furo centrado; 2) prepara-se por usinagem em uma retificadora, um eixo metálico, com forma cilíndrica, tendo diâmetro maior que o diâmetro do furo do CDP e com uma de suas extremidades em formato cônico; 3) o CDP é apoiado em uma estrutura metálica horizontal, o eixo é disposto na direção vertical e é acoplado ao furo do CDP com sua extremidade cônica

voltada para baixo, ficando suspenso pelo contato estabelecido entre sua superfície cônica e a superfície interna do furo do CDP; 4) Este aparato é posicionado na máquina de ensaios universal, na qual seu atuador move o eixo para baixo deformando radialmente o CDP; 5) o movimento relativo entre o eixo e o CDP promove o surgimento de uma força de atrito, a qual é proporcional à tensão radial imposta à superfície interna do furo do CDP; 6) o decaimento desta força de atrito, registrado pela célula de carga da máquina de ensaios, é relacionado com o decaimento da tensão radial no disco devido à relaxação de tensões no CDP, sendo então este fenômeno caracterizado indiretamente. Ressalta-se que após um determinado período de ensaio, o conjunto eixo-disco pode ser removido da máquina de ensaios universal e ser remontado no momento de uma nova medição.

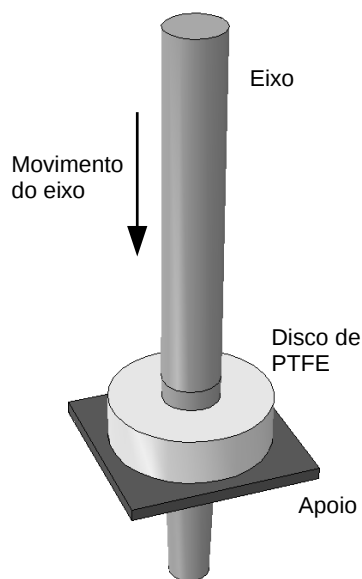


Figura 1.1 Esquema do aparato experimental para os ensaios de relaxação das tensões radiais de discos de PTFE

O fim do ensaio é determinado pelo período no qual se deseja analisar a relaxação de tensões, após este tempo, o eixo pode ser desacoplado para estudo da recuperação das deformações viscoelásticas no CDP. Para esta última análise, que pode ser assumida como um ensaio de longa duração, é proposta uma metodologia complementar cuja execução independe do ensaio de relaxação. Esta é baseada na medição das deformações via técnica de correlação de imagens

digitais (CID). Neste caso, o CDP desacoplado do eixo é posicionado em um aparato que possibilita a obtenção de imagens digitais utilizadas na técnica de CID para obtenção dos campos de deformação. Este ensaio complementar também traz a vantagem de não ocupar um equipamento com alto custo continuamente por longos períodos, os quais são determinados pelo tempo no qual se deseja analisar o fenômeno.

Para avaliar a metodologia proposta, estudou-se a relaxação de tensões no politetrafluoretileno (PTFE), material que é muito utilizado em aplicações críticas sob carregamentos de longa duração, nas quais uma falha pode ocasionar sérias consequências ambientais, financeiras ou para a segurança de pessoas [6]. Para estabelecer diferentes níveis de tensão, diferentes diâmetros de furo foram analisados. Os resultados obtidos possibilitaram a identificação de parâmetros do modelo constitutivo generalizado de Maxwell. Este foi aplicado em um modelo em elementos finitos para uma análise mais robusta e, posteriormente, em um modelo analítico com algumas hipóteses simplificadoras. O desenvolvimento de ambos os modelos permitiu, a partir de simulações computacionais, um melhor entendimento das variáveis do ensaio desenvolvido e a comparação entre os resultados simulados e os experimentais.

2 FUNDAMENTOS E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Comportamento mecânico dos materiais

O comportamento mecânico dos materiais é usualmente classificado como: elástico, viscoelástico, plástico e/ou viscoplástico. Este estudo versa sobre as deformações reversíveis dos materiais, portanto as seções a seguir se concentram nos conceitos de elasticidade e viscoelasticidade. É importante lembrar que para a modelagem constitutiva dos materiais, a abordagem é puramente fenomenológica com foco na resposta macroscópica do material. Entretanto, algumas ressalvas sobre a causa microestrutural do comportamento mecânico do material serão realizadas ao longo deste capítulo. A classificação dos materiais, como elásticos, viscoelásticos, plásticos e/ou viscoplásticos não deve ser considerada intrínseca, pois o comportamento de um dado material pode ser representado por um modelo que visa o caso estudado, seu domínio de validade e a precisão desejada. Por exemplo, segundo Lemaitre e Chaboche [7], o comportamento mecânico de uma peça de aço pode ser modelada como:

1. Linear elástica para análises estruturais;
2. Viscoelástica para problemas de amortecimento de vibrações;
3. Rígida com plasticidade perfeita para cálculo de cargas máximas;
4. Elasto-plástica com encruamento para cálculos precisos das deformações permanentes;
5. Elasto-viscoplástica para problemas de relaxação de tensões (para altas taxas de deformação).

A elasticidade e a viscoelasticidade se manifestam em forma de deformações recuperáveis nos sólidos, e são, respectivamente, independente e dependente da taxa de carregamento. Seguindo o mesmo raciocínio, a plasticidade e a viscoplasticidade são a resposta do material a um carregamento que causa deformações permanentes, e da mesma forma são independente e dependente da taxa de carregamento, respectivamente.

2.1.1 Elasticidade

Esta seção baseia-se no livro de Lemaitre e Chaboche [7] e versa sobre a elasticidade dos materiais sólidos.

2.1.1.1 Domínio de validade e utilização

Todos os materiais sólidos possuem um domínio no espaço das tensões dentro do qual uma variação de esforço experimentado resulta somente em uma variação de deformação elástica. As deformações elásticas consistem em movimentos reversíveis dos átomos e moléculas. Como a amplitude destes movimentos é relativamente pequena, isto justifica as hipóteses de comportamento elástico linear em pequenas deformações. O limite elástico depende dos esforços mecânicos experimentados pelo material e da temperatura, por exemplo, carregamentos mecânicos podem aumentar consideravelmente o domínio elástico, como resultado do fenômeno de encruamento.

2.1.1.2 Formulação termodinâmica da elasticidade

Tratando apenas dos casos isotérmicos, somente a deformação elástica é uma variável de estado. Nessa formulação, apenas pequenas deformações são consideradas e não há a necessidade de distinguir as configurações final e inicial da geometria do corpo. Escolher uma função quadrática positiva nos componentes do tensor de deformações, como potencial termodinâmico Ψ , é suficiente para se obter um modelo linear. Escolhendo

$$\Psi = \left(\frac{1}{2\rho} \right) \mathbf{a} : \boldsymbol{\varepsilon} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (2.1)$$

na qual o símbolo $:$ denota a operação tensorial de contração dupla, ρ é a densidade do material, $\boldsymbol{\varepsilon}$ o tensor de deformações e \mathbf{a} um tensor de quarta ordem conhecido como tensor de rigidez, cujas componentes representam os parâmetros elásticos do material conhecido como tensor de rigidez. Por definição, o

tensor de tensões σ é derivado do potencial Ψ para resultar na lei:

$$\sigma = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \epsilon} \right) = \mathbf{a} : \epsilon \quad (2.2)$$

O tensor \mathbf{a} satisfaz certas propriedades de simetria, as quais permitem escrever

$$\sigma_{ij} = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \epsilon_{ij}} \right) = \mathbf{a}_{ijkl} : \epsilon_{kl} \quad (2.3)$$

sendo i, j, k e l os índices referentes as componentes dos tensores.

Pode-se provar a seguinte simetria para o tensor de rigidez \mathbf{a} :

$$\mathbf{a}_{ijkl} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial \epsilon_{kl}} = \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \epsilon_{ij} \partial \epsilon_{kl}} = \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \epsilon_{kl} \partial \epsilon_{ij}} = \mathbf{a}_{klij} \quad (2.4)$$

A relação

$$\sigma = \mathbf{a} : \epsilon \quad (2.5)$$

é a lei de Hooke generalizada para casos elásticos lineares.

A mesma equação pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\epsilon = \mathbf{A} : \sigma \quad (2.6)$$

em que \mathbf{A} representa o tensor de flexibilidade.

Considerando as simetrias dos tensores de tensão e deformação, tem-se uma forma matricial da lei de Hooke generalizada:

$$\begin{bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} \\ \epsilon_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & \frac{-\nu}{E} & \frac{-\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu}{E} & \frac{1}{E} & \frac{-\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu}{E} & \frac{-\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1+\nu)}{E} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1+\nu)}{E} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1+\nu)}{E} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

sendo E o módulo de elasticidade e ν o coeficiente de Poisson.

Pode-se reescrever a forma matricial da lei de Hooke generalizada conforme a simetria do problema tratado, por exemplo, para a simetria axissimétrica a relação entre tensão e deformação pode ser escrita como:

$$\begin{bmatrix} \frac{E}{1-\nu^2} & \frac{\nu E}{1-\nu^2} & 0 & \frac{\nu E}{1-\nu^2} \\ \frac{\nu E}{1-\nu^2} & \frac{E}{1-\nu^2} & 0 & \frac{\nu E}{1-\nu^2} \\ 0 & 0 & \frac{E}{(1+\nu)} & 0 \\ \frac{\nu E}{1-\nu^2} & \frac{\nu E}{1-\nu^2} & 0 & \frac{E}{1-\nu^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{rr} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{rz} \\ \varepsilon_{\theta\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{rz} \\ \sigma_{\theta\theta} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Outra forma de escrever a lei de Hooke generalizada é expressá-la em função dos parâmetros de Lamé. Para esse fim, considera-se que a isotropia e a linearidade requerem que o potencial Ψ seja um invariante quadrático do tensor de deformações, *i.e.*, uma combinação linear do quadrado do primeiro invariante $\varepsilon_I^2 = [Tr(\varepsilon)]^2$ e do segundo invariante $\varepsilon_{II} = (1/2)Tr(\varepsilon^2)$, em que $Tr()$ denota o traço dos tensores:

$$\Psi = \left(\frac{1}{2\rho} \right) (\lambda \varepsilon_I^2 + 4\mu \varepsilon_{II}) \quad (2.9)$$

Pode-se escrever então:

$$\boldsymbol{\sigma} = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} \right) = \lambda Tr(\boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{1} + 2\mu \boldsymbol{\varepsilon} \quad (2.10)$$

ou ainda:

$$\sigma_{ij} = \lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} \quad (2.11)$$

sendo λ e μ os parâmetros de Lamé.

2.1.2 Viscoelasticidade

Esta seção baseia-se nos livros Lemaitre e Chaboche. [7] e Billmeyer [8], e aborda as deformações reversíveis dependentes do tempo, que ocorrem nos sólidos.

2.1.2.1 Domínio de validade e uso

Polímeros em temperatura ambiente e outros materiais como metais e cerâmicas em altas temperaturas exibem um fenômeno dissipativo associado à elasticidade. Este fenômeno, denominado de viscoelasticidade, pode ser expresso globalmente em função da viscosidade do material. Em situações dinâmicas, isto resulta em um amortecimento nos materiais sujeitos a uma sollicitação mecânica. A teoria de viscoelasticidade é utilizada para lidar com o comportamento mecânico reversível dos sólidos em função do tempo.

Nos polímeros, os fenômenos viscoelásticos podem ser atribuídos aos efeitos do movimento de origem térmica na orientação das cadeias poliméricas. Quando um carregamento mecânico é aplicado em um polímero, implicando em deformações das suas moléculas, a entropia do sistema decresce em função da diminuição do número de possíveis conformações de cadeia. De forma correlata, a energia livre de Gibbs aumenta, como pode ser visto na Eq. 2.12,

$$G = H - TS \quad (2.12)$$

sendo G a energia livre de Gibbs, H a entalpia, T a temperatura e S a entropia. O material mantido em seu estado deformado tem a tendência de minimizar seu estado energético e, como consequência, as tensões no material deformado decrescem. Esse processo é chamado de relaxação e é resultado do material polimérico assumindo novas conformações das cadeias, em função da dissipação da energia adquirida.

Os modelos de Kelvin-Voigt e Maxwell são utilizados para formular a viscoelasticidade nos materiais e são derivados de uma aplicação direta da termodinâmica dos sólidos. Para o caso particular da viscoelasticidade linear, a abordagem funcional é mais simples de formular e usar. Deve-se, no entanto, notar que essas formulações são válidas somente para materiais estáveis e limitam-se para casos isotérmicos.

2.1.2.2 Formulação termodinâmica: sólido de Kelvin-Voigt

A variável observável é a deformação total do sólido ε , sua variável associada é tensão σ . Para definir a potência reversível e a potência dissipada, é necessário dividir a tensão em uma parte elástica σ^{el} e uma parte anelástica σ^{an} . Esta divisão corresponde ao modelo de Kelvin-Voigt (Figura 2.1), o qual é representado por uma mola e um amortecedor em paralelo.

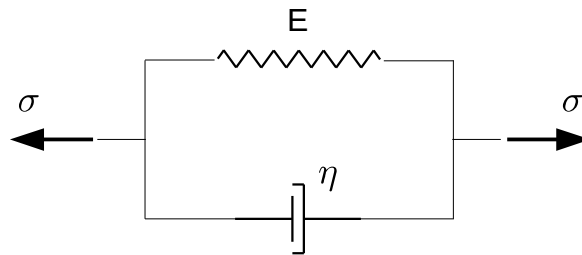


Figura 2.1 Representação do modelo de Kelvin-Voigt

Do modelo, pode-se dividir o tensor de tensões em um comportamento associado com o elemento de mola (σ^{el}) e com o amortecedor (σ^{an}):

$$\sigma = \sigma^{el} + \sigma^{an} \quad (2.13)$$

sendo $\sigma^{el} : \dot{\varepsilon}$ a potência reversível por unidade de volume e $\sigma^{an} : \dot{\varepsilon}$ a potência dissipada por unidade de volume.

O tensor de tensões elástico (σ^{el}) pode ser obtido a partir do mesmo potencial escolhido na Seção 2.1.1 para elasticidade isotrópica linear (Eq. 2.9). Para expressar o tensor de tensões anelástico σ^{an} , a fim de adicioná-la ao tensor de tensões elástico, é necessário utilizar o potencial dissipativo $\varphi(\dot{\varepsilon})$. Pelas mesmas razões de antes, uma forma quadrática positiva definida das componentes de taxa de deformação é escolhida:

$$\varphi = \left(\frac{1}{2}\right) (\lambda \theta_\lambda \dot{\varepsilon}_I^2 + 4\mu \theta_\mu \dot{\varepsilon}_{II}) \quad (2.14)$$

sendo $\dot{\varepsilon}_I$ e $\dot{\varepsilon}_{II}$, respectivamente, o primeiro e o segundo invariante do tensor de taxas de deformação $\dot{\varepsilon}$ (Seção 2.1.1, pág. 8), θ_λ e θ_μ são dois coeficientes adicionais

que caracterizam a viscosidade do material.

De acordo com a Seção 2.1.1, pode-se escrever o tensor de tensões elástico como:

$$\boldsymbol{\sigma}^{el} = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} \right) = \lambda Tr(\boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{1} + 2\mu \boldsymbol{\varepsilon} \quad (2.15)$$

e a lei complementar como:

$$\boldsymbol{\sigma}^{an} = \frac{\partial \varphi}{\partial \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}} = \lambda \theta_\lambda Tr(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}) \mathbf{1} + 2\mu \theta_\mu \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (2.16)$$

O modelo mecânico de Kelvin-Voigt é obtido então pela adição dos dois tensores de tensão:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}^{el} + \boldsymbol{\sigma}^{an} = \lambda (Tr(\boldsymbol{\varepsilon}) + \theta_\lambda Tr(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}})) \mathbf{1} + 2\mu (\boldsymbol{\varepsilon} + \theta_\mu \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}) \quad (2.17)$$

ou ainda

$$\sigma_{ij} = \lambda (\varepsilon_{ij} + \theta_\lambda \dot{\varepsilon}_{ij}) \delta_{ij} + 2\mu (\varepsilon_{ij} + \theta_\mu \dot{\varepsilon}_{ij}) \quad (2.18)$$

Os coeficientes θ_λ e θ_μ podem ser identificados a partir dos resultados de um ensaio de tração uniaxial e de cisalhamento puro. Aplicando a Eq. 2.17 para o caso de um ensaio de cisalhamento puro, em que o tensor de tensões tem apenas a componente σ_{12} não nula, tem-se:

$$\sigma_{12} = 2\mu (\varepsilon_{12} + \theta_\mu \dot{\varepsilon}_{12}), \quad Tr(\boldsymbol{\varepsilon}) = 0 \quad (2.19)$$

A resposta $\varepsilon_{12}(t)$ do material em cisalhamento com σ_{12} constante é dada pela solução da Eq. 2.19. Com as condições iniciais $\varepsilon = 0$ em $t = 0$, tem-se a seguinte solução:

$$\varepsilon_{12} = \frac{\sigma_{12}}{2\mu} \left[1 - \exp\left(-\frac{t}{\theta_\mu}\right) \right] \quad (2.20)$$

a qual possibilita a identificação dos coeficientes θ_μ e μ .

Lembrando da definição do coeficiente de Poisson, pode-se escrever a equa-

ção diferencial para um ensaio de tração simples:

$$\sigma_{11} = [\lambda(1 - 2\nu) + 2\mu]\varepsilon_{11} + [\lambda(1 - 2\nu)\theta_\lambda + 2\mu\theta_\mu]\dot{\varepsilon}_{11} \quad (2.21)$$

Ainda tem-se que $E = \lambda(1 - 2\nu) + 2\mu$ e $\eta = [\lambda(1 - 2\nu)\theta_\lambda + 2\mu\theta_\mu]$, dessa forma a Eq. 2.21 pode ser expressa como:

$$\sigma_{11} = E\varepsilon_{11} + \eta\dot{\varepsilon}_{11} \quad (2.22)$$

Portanto, a resposta $\varepsilon_{11}(t)$ para um ensaio de fluência em tração simples (σ_{11} constante) e com condições iniciais $\varepsilon = 0$ em $t = 0$ é:

$$\varepsilon_{11} = \frac{\sigma_{11}}{E} \left[1 - \exp\left(-\frac{E}{\eta}t\right) \right] \quad (2.23)$$

2.1.2.3 Formulação termodinâmica: modelo de Maxwell

Analogamente ao modelo de Kelvin-Voigt, a variável a ser observada é a deformação total do material, associada a uma tensão σ . O modelo de Maxwell pode ser representado por um amortecedor e uma mola em série no caso unidimensional, e está representado na Figura 2.2.

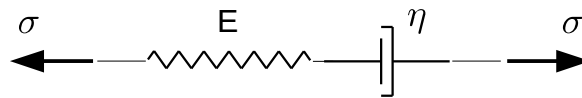


Figura 2.2 Representação do modelo de Maxwell

Para esta configuração, pode-se dividir a deformação total em uma parte elástica e outra anelástica:

$$\varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^{an} \quad (2.24)$$

Neste caso, a lei de estado, derivada do potencial termodinâmico $\Psi(\varepsilon_{el}) =$

$\Psi(\varepsilon - \varepsilon_{pl})$ é:

$$\boldsymbol{\sigma} = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} \right) = \rho \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^{el}} \right) \quad (2.25)$$

e a lei complementar, escrita em função da tensão $\boldsymbol{\sigma}$ é:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{an} = \frac{\partial \varphi^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (2.26)$$

Com intuito de expressar a taxa de deformação total como uma soma de $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e$ e $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{an}$, é mais adequado escrever o potencial termodinâmico em função da tensão $\boldsymbol{\sigma}$. Além disso, a fim de obter uma teoria linear, foi adotado o mesmo potencial do caso elástico:

$$\Psi^* = \frac{1}{2\rho} \left\{ \frac{1+\nu}{E} Tr(\boldsymbol{\sigma}^2) - \frac{\nu}{E} [Tr(\boldsymbol{\sigma})]^2 \right\} \quad (2.27)$$

com

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{el} = \rho \frac{\partial \Psi^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{1+\nu}{E} \boldsymbol{\sigma} - \frac{\nu}{E} Tr(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{1} \quad (2.28)$$

Da mesma forma, o potencial de dissipação φ é definido como uma forma quadrática, a qual inclui dois novos coeficientes τ_1 e τ_2 , característicos da viscosidade e que podem ser determinados em ensaios de tração e de cisalhamento puro:

$$\varphi^* = \frac{1}{2} \left\{ \frac{1+\nu}{E\tau_1} Tr(\boldsymbol{\sigma}^2) - \frac{\nu}{E\tau_2} [Tr(\boldsymbol{\sigma})]^2 \right\} \quad (2.29)$$

Escrevendo $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{el} + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{an} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{el} + \frac{\partial \varphi^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}}$, obtém-se as seguintes relações constitutivas para o sólido de Maxwell:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \frac{1+\nu}{E} \left(\dot{\boldsymbol{\sigma}} + \frac{\boldsymbol{\sigma}}{\tau_1} \right) - \frac{\nu}{E} \left(Tr(\dot{\boldsymbol{\sigma}}) + \frac{Tr(\boldsymbol{\sigma})}{\tau_2} \right) \mathbf{1} \quad (2.30)$$

ou

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \left(\dot{\sigma}_{ij} + \frac{\sigma_{ij}}{\tau_1} \right) - \frac{\nu}{E} \left(\dot{\sigma}_{kk} + \frac{\sigma_{kk}}{\tau_2} \right) \quad (2.31)$$

Aplicado a um caso uniaxial, tem-se a seguinte relação:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \left(\frac{1+\nu}{E\tau_1} - \frac{\nu}{E\tau_2} \right) \sigma \quad (2.32)$$

ou ainda, escrevendo:

$$\left(\frac{1+\nu}{E\tau_1} - \frac{\nu}{E\tau_2} \right) = \frac{1}{\eta} \quad (2.33)$$

tem-se:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{1}{\eta} \sigma \quad (2.34)$$

2.1.2.4 Modelo generalizado de Maxwell

Este modelo, amplamente utilizado, é composto por um número arbitrário de elementos de Maxwell conectados em paralelo, juntamente com um elemento de mola [9].

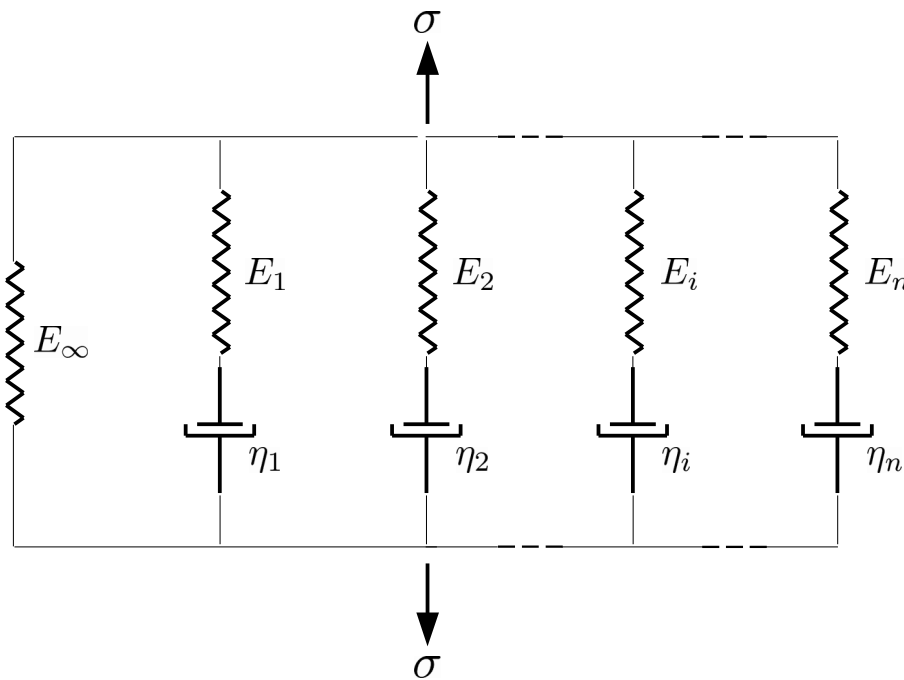


Figura 2.3 Esquema do modelo generalizado de Maxwell

Na Figura 2.3, é apresentado um esquema do modelo generalizado de Maxwell com n elementos de Maxwell e um elemento de mola. A resposta à solicitação mecânica é caracterizada pelas constantes E_i e η_i de cada elemento de Maxwell,

além da constante E_∞ no elemento de mola. Para este modelo, todos os elementos têm a mesma deformação, e a tensão total exercida no sistema σ é a soma das tensões individuais σ_i experimentadas por cada segmento em paralelo (Equações 2.35 e 2.36).

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}_\infty}{E_\infty} = \frac{\dot{\sigma}_i}{E_i} + \frac{1}{\eta_i} \sigma_i \quad (2.35)$$

$$\sigma = \sum_{i=1}^n \sigma_i \quad (2.36)$$

Em um experimento de relaxação, a deformação no material é mantida constante ($\dot{\varepsilon} = 0$), portanto, as tensões σ_i em cada elemento de Maxwell podem ser calculadas pela integração no tempo da Eq. 2.35.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}_i}{E_i} + \frac{1}{\eta_i} \sigma_i = 0 \Rightarrow \sigma_i = \sigma_{i,0} e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (2.37)$$

com

$$\tau_i = \frac{E_i}{\eta_i} \quad (2.38)$$

Quando a tensão total σ é dividida pela deformação constante ε_0 , obtém-se um coeficiente análogo ao módulo de elasticidade, porém dependente do tempo. Esse módulo é comumente chamado de módulo de relaxação de tensões $E(t)$ e pode ser representado como uma série de Prony-Dirichlet:

$$E(t) = \frac{\sigma_\infty}{\varepsilon_0} + \sum_{i=1}^n \frac{\sigma_{i,0}}{\varepsilon_0} e^{-\frac{t}{\tau_i}} = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (2.39)$$

2.1.2.5 Formulação funcional da função de relaxação

Para estabelecer uma relação formal entre uma resposta $\sigma(t)$ e um carregamento uniaxial $\varepsilon(t)$, partindo das seguintes suposições [7]:

- A tensão $\sigma(t)$ é um funcional da deformação em todo o domínio do tempo $\sigma(t) = \mathcal{F}(\varepsilon(\tau))$, $-\infty < \tau \leq t$;
- O material não sofre danos com o tempo;

- O funcional \mathcal{F} é linear.

Considerando um carregamento em deformação que segue a expressão

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \mathcal{H}(t - s) \quad (2.40)$$

sendo ε_0 uma constante, s um instante de referência e H é a função de Heaviside.

Em vista das suposições realizadas, a resposta em termos de tensão é:

$$\sigma = E(t - s) \varepsilon_0. \quad (2.41)$$

Por definição $E(t - s) \varepsilon_0$ é a função de relaxação, uma propriedade característica do material. Pode-se imaginar uma função representada por uma série de incrementos finitos dados por funções de Heaviside (Eq. 2.43).

$$\varepsilon = \sum_{j=1}^n \Delta \varepsilon_j \mathcal{H}(t - s_j) \quad (2.42)$$

O princípio de superposição de Boltzmann permite que a resposta em tensão seja escrita como:

$$\sigma = \sum_{j=1}^n E(t - s_j) \Delta \varepsilon_j. \quad (2.43)$$

Considerando agora um carregamento representado por uma função contínua e diferenciável. No limite de cada incremento de deformação tendendo para incrementos infinitesimais, a resposta $\sigma(t)$ pode ser escrita na forma de uma integral de Riemann (Eq. 2.44).

$$\sigma(t) = \int_0^t E(t - s) \frac{d\varepsilon}{ds}(s) ds. \quad (2.44)$$

A generalização da abordagem funcional para a viscoelasticidade linear em três dimensões pode ser escrita como:

$$\boldsymbol{\sigma}(t) = \int_0^t 2G(t - s) \frac{d\boldsymbol{\varepsilon}_{dev}}{ds}(s) ds + \mathbf{1} \int_0^t K(t - s) \frac{d\varepsilon_{vol}}{ds}(s) ds \quad (2.45)$$

sendo $\boldsymbol{\sigma}(t)$ o tensor de tensões dependente do tempo, $\boldsymbol{\varepsilon}_{dev}$ o tensor de deforma-

ções desviadoras e ε_{vol} a deformação volumétrica.

As funções de relaxação $G(t)$ e $K(t)$ são definidas normalmente em termos da série de Prony-Dirichlet:

$$G(t) = G_{\infty} + \sum_{i=1}^n G_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (2.46)$$

e

$$K(t) = K_{\infty} + \sum_{i=1}^n K_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (2.47)$$

2.1.2.6 O modelo generalizado de Maxwell no Abaqus®

No Abaqus®, a viscoelasticidade pode ser definida por uma expansão da série de Prony-Dirichlet, a qual pode ser definida no domínio de tempo ou da frequência. Pode-se especificar os parâmetros da série diretamente para cada termo, ou alternativamente, o Abaqus® pode calcular os termos da série utilizando os dados de um ensaio de fluência ou de relaxação fornecido pelo usuário. Para implementação do modelo no programa de elementos finitos (EF), os coeficientes da série de Prony devem ser normalizados segundo as equações (2.48 e 2.49).

$$g(t) = \frac{G(t)}{G_0} \quad \text{com} \quad G_0 = G_{\infty} + \sum_{i=1}^n G_i \quad (2.48)$$

ou

$$k(t) = \frac{K(t)}{K_0} \quad \text{com} \quad K_0 = K_{\infty} + \sum_{i=1}^n K_i \quad (2.49)$$

Os parâmetros elásticos de longa duração (E_{∞} e ν_{∞}) são definidos no Abaqus® da mesma forma que nos modelos elásticos lineares. No módulo *Step*, deve-se escolher o tipo de estratégia numérica *Visco* para o problema, esta pode ser utilizada em problemas quasi-estáticos, em que os efeitos inerciais podem ser desconsiderados, e/ou para analisar problemas com materiais de comportamento dependente do tempo.

2.2 Técnica de correlação de imagens digitais

A técnica de correlação de imagens digitais (CID) consiste na aquisição de imagens digitais por uma câmera de alta resolução da superfície na qual se deseja obter os campos de deslocamento ou os campos de deformação. Esta superfície precisa apresentar um contraste de tons de cinza, que pode ser realizado com uma pintura especial da amostra, denominada de mosqueado. Por meio de um algoritmo de correspondência de padrões, são correlacionadas as imagens digitais, resultando no campo de deslocamentos entre as mesmas [10]. A partir dos campos de deslocamento, é possível obter os campos de deformação. Esta técnica vem sendo utilizada pelo grupo de pesquisa em diversos ensaios mecânicos com objetivo de caracterizar o comportamento de materiais metálicos, cerâmicos e poliméricos [11–13].

Os ensaios mecânicos realizados com o auxílio da CID apresentam diversas vantagens, por exemplo [11]:

- A CID fornece uma medida global do deslocamento em pontos distribuídos sobre toda a superfície analisada do CDP, enquanto que técnicas convencionais, como o uso de extensômetros, fornecem um valor médio de deformação de uma região no CDP que consideram somente a posição relativa de dois pontos que limitam essa região;
- Pode-se analisar a evolução do campo de deslocamentos e de deformações na superfície do CDP durante o ensaio mecânico;
- A técnica de CID calcula os campos de deslocamentos a partir dos movimentos relativos dos pixels das imagens, portanto, não são levados em consideração eventuais deslocamentos provenientes de folgas nas interfaces e flexibilidade do equipamento de ensaio.

2.3 Ensaios de relaxação de tensões

Os ensaios de relaxação estão se tornando populares para caracterizar as propriedades mecânicas dependentes do tempo. Como consequência deste

fato, diversos aparatos experimentais para medição da relaxação de tensões nos materiais foram desenvolvidos nas últimas décadas [14–16]. A utilização destes experimentos se limitava a grupos de pesquisa em universidades, porém verificou-se um aumento de interesse no uso destes ensaios nos últimos anos, revelado pelo surgimento de normas para os mesmos [17]. Algumas décadas atrás, a norma ISO 3384 [18] foi publicada para padronizar as metodologias para os ensaios de relaxação de tensões, com objetivo de suprir as necessidades das indústrias química, aeronáutica e automotiva para aplicações em aplicações como anéis de vedação para tubulações, por exemplo [19]. Esta norma versa sobre metodologias para aferir o decaimento da força aplicada em uma amostra de elastômero vulcanizado ou termoplástico, em compressão. Posteriormente, foi publicada a norma ISO 6914 [20], que trata da relaxação de tensões para amostras em tração também para elastômeros vulcanizados ou termoplásticos.

Em 1986, foi publicada a norma ASTM E328 [21] com objetivo de padronizar os ensaios de relaxação de tensões em materiais e estruturas. Na norma, são citados ensaios de relaxação de tensões em compressão uniaxial, tração uniaxial, flexão e torção. Ensaios de tração e compressão uniaxial são vantajosos por submeterem a amostra a um estado de tensão homogêneo, diferentemente dos ensaios de flexão, em que o estado de tensões varia dentro da região útil do corpo de prova. Os ensaios de tração são ainda vantajosos em relação aos ensaios de compressão uniaxial por não estarem sujeitos à flambagem. O aparato experimental para ensaios de tração descrito por esta norma é apresentado na Figura 2.4.

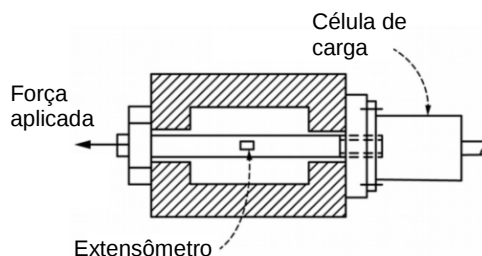


Figura 2.4 Aparato experimental para ensaios de relaxação de tensões em tração, adaptado de ASTM E328 [21]

Para os ensaios de relaxação em compressão uniaxial, a Norma ASTM E328

descreve um aparato experimental similar ao aparato para tração uniaxial. Neste caso, a axialidade da aplicação da força é essencial e deve ser verificada medindo-se a deformação em faces opostas de amostras paralelepípedicas ou com extensômetros distribuídos a 120° ao longo da circunferência da seção transversal nas amostras cilíndricas. O aparato experimental para ensaios de compressão uniaxial citado pela norma ASTM E328 é apresentado na Figura 2.5.

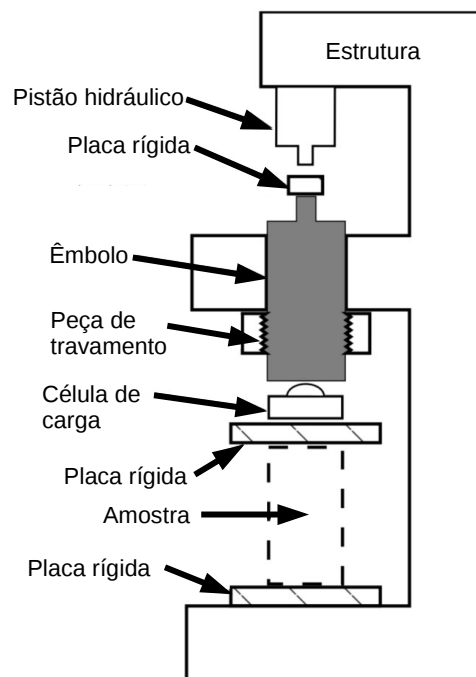


Figura 2.5 Aparato experimental para ensaios de relaxação de tensões em compressão, adaptado de ASTM E328 [21]

Para a relaxação de tensões em flexão, é determinado o decaimento da força em uma amostra submetida a um carregamento de longa duração, em deformações constantes e em um ambiente com vibrações desconsideráveis. A amostra é submetida a um momento fletor até a deformação máxima estipulada. Na Figura 2.6, é esquematizado o aparato experimental para este ensaio.

A norma ASTM E328 prevê também a utilização de ensaio de torção para aferir a relaxação de tensões nos materiais. Neste caso, a amostra é submetida a um torque axial até a deformação de cisalhamento desejada. O ângulo de giro é mantido e o decaimento do torque é observado.

No relatório técnico da empresa Elastocon ABTM [17], tem-se um exemplo de

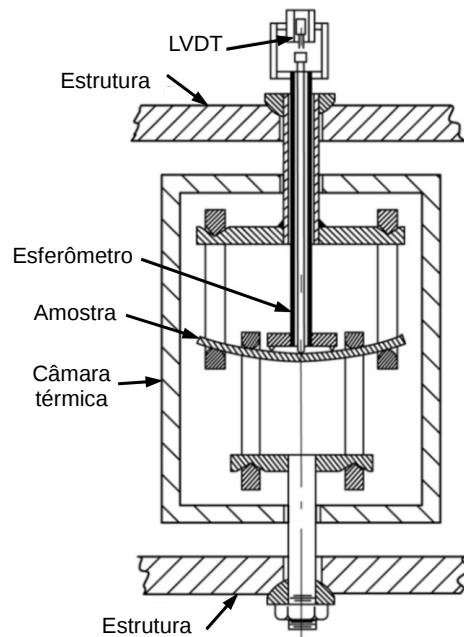


Figura 2.6 Aparato experimental para ensaios de relaxação de tensões em flexão, adaptado de ASTM E328 [21]

dispositivo dedicado a medição de relaxação de tensões em compressão, como apresentado pela Figura 2.7. A empresa também desenvolve equipamentos semelhantes para ensaio de relaxação de tensões em tração.



Figura 2.7 O aparato experimental comercial para ensaios de relaxação de tensões em tração, adaptado de Ronan et al. [17]

Pelo exposto, diferentes técnicas e aparatos para a medição da relaxação

de tensões foram desenvolvidos. Alguns destes utilizam máquinas de ensaios universais e outros se constituem em aparatos independentes. Porém, nota-se que sempre há a necessidade de ocupar a máquina de ensaio ou o aparato de forma contínua ao longo de um ensaio.

2.4 Material de estudo: PTFE

Rae e Dattelbaum [2], em 2004, retomaram estudos sobre propriedades mecânicas do PTFE, após algumas décadas em que este polímero havia recebido pouca atenção pela comunidade científica. De fato, nos últimos anos houve um aumento de interesse pelo tema, o que pode ser verificado pelo número de artigos relacionados com PTFE e propriedades mecânicas na base Web of Science™ Core Collection. Para as décadas de 1990 e 2000, foram encontrados, respectivamente, 94 e 377 artigos relacionados na busca com a expressão: *(PTFE or polytetrafluoroethylene) and mechanical and propert**, de 2010 até 2016, foram encontrados 433 artigos com a mesma expressão de busca. Em alguns trabalhos da literatura [2, 3], foi analisado o comportamento do material em ensaios de tração e compressão uniaxial a diferentes taxas de deformação e temperaturas. Os ensaios de compressão uniaxial foram realizados a taxas de deformação entre 10^{-4} s^{-1} e 1 s^{-1} e em temperaturas entre -198°C e 200°C . Os ensaios de tração uniaxial foram realizados a taxas de deformação entre $2 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ e 1 s^{-1} e em temperaturas entre -50°C e 150°C . Este estudo utilizou o PTFE processado em duas diferentes formas: prensado a 17,2 MPa e prensado a 13,8 MPa, no entanto, ambos foram sinterizados com o mesmo histórico de temperatura. Foi identificada uma forte dependência das propriedades mecânicas do PTFE com a taxa de deformação e com a temperatura, para os dois tipos de amostras. Na Figura 2.8, é apresentado o comportamento do PTFE em um ensaio de compressão simples a 26°C , evidenciando o comportamento do material dependente da taxa de carregamento.

O PTFE apresenta excelentes propriedades como baixo coeficiente de atrito com diversas superfícies, estabilidade química e ampla temperatura de trabalho em relação aos outros polímeros, fatos que o torna bastante utilizado em setores

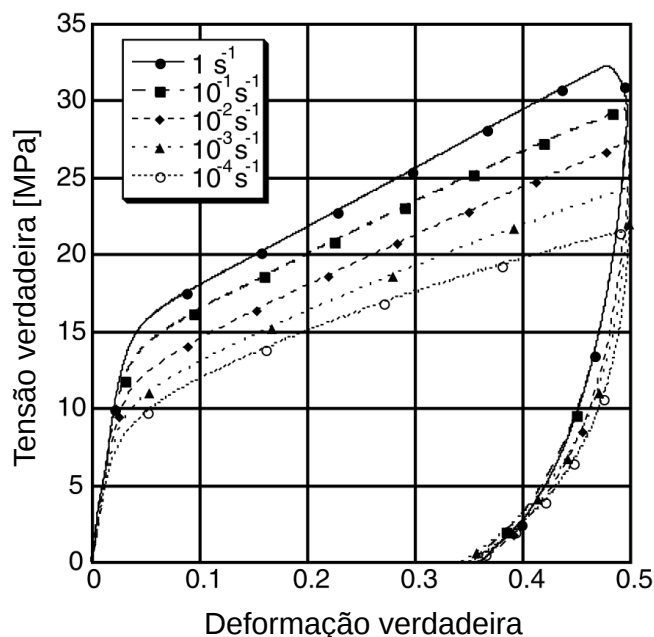


Figura 2.8 Comportamento do PTFE prensado a 13,8 MPa, em um ensaio de compressão simples a 26 °C, adaptado de Rae e Dattelbaum. [2]

das indústrias química, automotiva e aeronáutica [22]. Sua elevada viscosidade no estado fundido dificulta o seu processamento pelos métodos convencionais de extrusão e injeção. Dessa forma, o processamento do PTFE é realizado principalmente pelo processo de prensagem a frio do pó – forma resultante da polimerização – seguido do processo de sinterização e, quando necessário, processos complementares de usinagem [6, 23, 24].

De forma mais usual, a prensagem do material como polimerizado é realizada em apenas uma etapa, submetendo o pó a uma pressão de compactação suficiente para atingir a densificação desejada. Gamboni et al. [25] evidenciaram que o ar aprisionado na peça prensada pode danificá-la e os defeitos persistem mesmo após a etapa de sinterização, comprometendo as propriedades mecânicas do produto final. Uma alternativa para a produção de peças em escala laboratorial, sem os danos causados pelo ar aprisionado, é a prensagem em múltiplas etapas com níveis crescentes de pressão de compactação e com intervalos de tempo para a liberação do ar entre as prensagens.

Por apresentar propriedades mecânicas consideradas moderadas em com-

paração aos polímeros de engenharia, o PTFE é utilizado principalmente como revestimentos de peças estruturais. Esta restrição pode ser justificada, em parte, pela falta de conhecimento de suas propriedades mecânicas. Desde que se conheça precisamente o comportamento mecânico do PTFE, um modelo constitutivo pode ser aplicado em simulações computacionais para avaliar a viabilidade de sua utilização, expandindo o número de aplicações do material e possibilitando o desenvolvimento de projetos otimizados no aspecto estrutural e no custo, uma vez que a simulação computacional pode eliminar os processos de tentativa e erro e reduzir o número de protótipos.

O fluxograma da Figura 2.9 esquematiza como o estudo das etapas de projeto de uma peça em PTFE, com a identificação dos modelos constitutivos e simulações computacionais, pode auxiliar no desenvolvimento de produtos com essa rota de processamento. A divisão do projeto do produto em etapas, como apresentada na Figura 2.9, foi idealizada por Canto [22] e é estudada pelo grupo de pesquisa, no qual este trabalho está inserido.

Na etapa I, são definidos os parâmetros da prensagem do pó a partir de um projeto inicial (tipo de prensagem, geometria, carregamentos e etc). São utilizados, principalmente, ensaios de compactação para identificar as leis de comportamento do material. Essa etapa conta com modelos constitutivos já identificados e validados [22, 26], os modelos de compactação identificados são capazes de prever o histórico de carregamentos durante a prensagem, a geometria final da peça e a distribuição de propriedades do material.

Na etapa II, a partir dos parâmetros obtidos pela etapa anterior, a simulação da sinterização pode ser realizada. Ensaios de sinterização e outros ensaios térmicos, como a calorimetria exploratória diferencial (DSC), são utilizados para identificar os parâmetros do modelo de sinterização. Os resultados do modelo numérico devem prever a geometria, a microestrutura e a distribuição de propriedades mecânicas e térmicas em função dos parâmetros do material no estado verde anterior e do histórico de carregamento térmico aplicado durante o processo de sinterização. Sciuti [13] implementou um modelo de elementos finitos capaz de simular a distribuição de propriedades do PTFE durante a sinterização

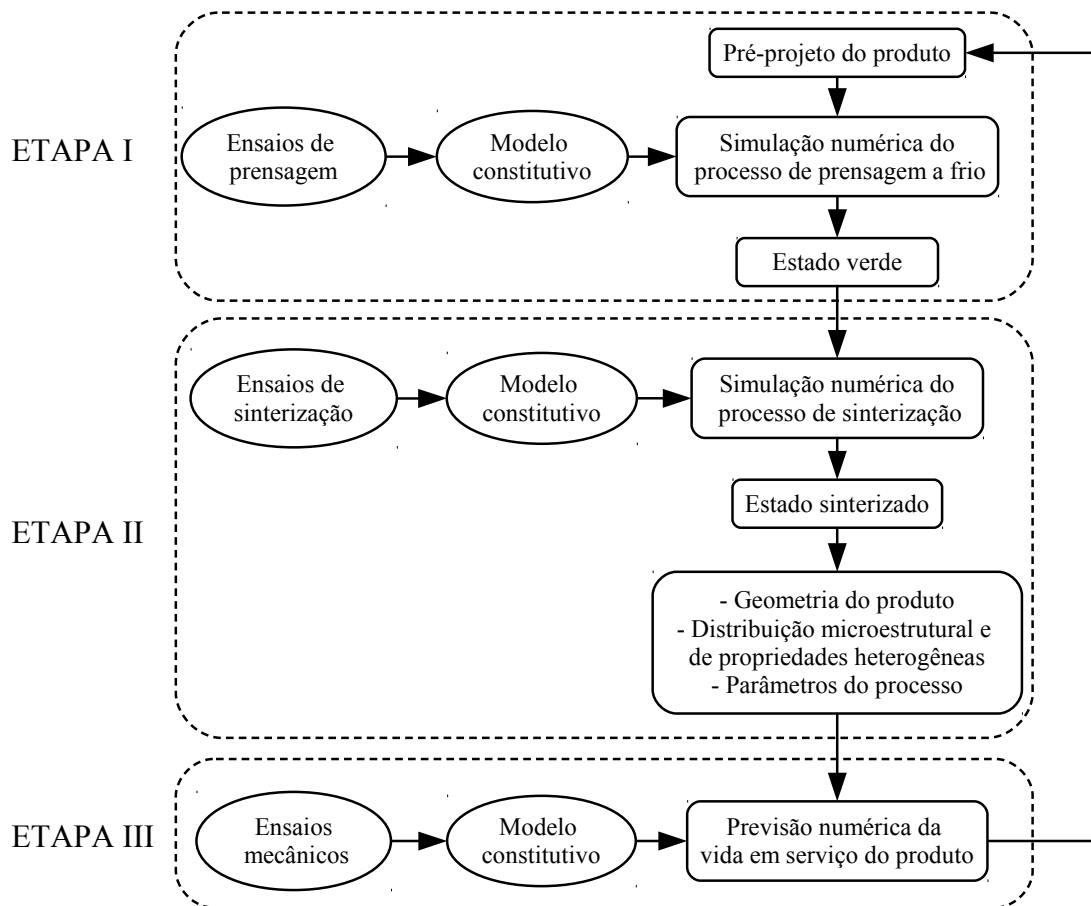


Figura 2.9 Metodologia proposta para um projeto de um produto em PTFE auxiliado por simulação numérica desenvolvida a partir de estudos teóricos e experimentais [22].

e as solicitações mecânicas causadas por essa distribuição.

Na etapa III, que abrange este trabalho, as condições de serviço do material sinterizado podem ser simuladas e seu desempenho em determinadas aplicações pode ser avaliado. O PTFE sinterizado apresenta um comportamento mecânico complexo dependente da taxa de carregamento [2, 3] e, dessa forma, diversos ensaios mecânicos são necessários para se investigar as leis de comportamento mecânico do material

O PTFE tem suas propriedades mecânicas com grande dependência da temperatura, particularmente por ter duas transições de fase próximas a temperatura ambiente (Figura 2.10). Essa dependência deve ser levada em conta na realização de ensaios de caracterização, principalmente nos de longa duração, pois ao mudar de fase, as propriedades termomecânicas do material podem sofrer

grandes alterações [27].

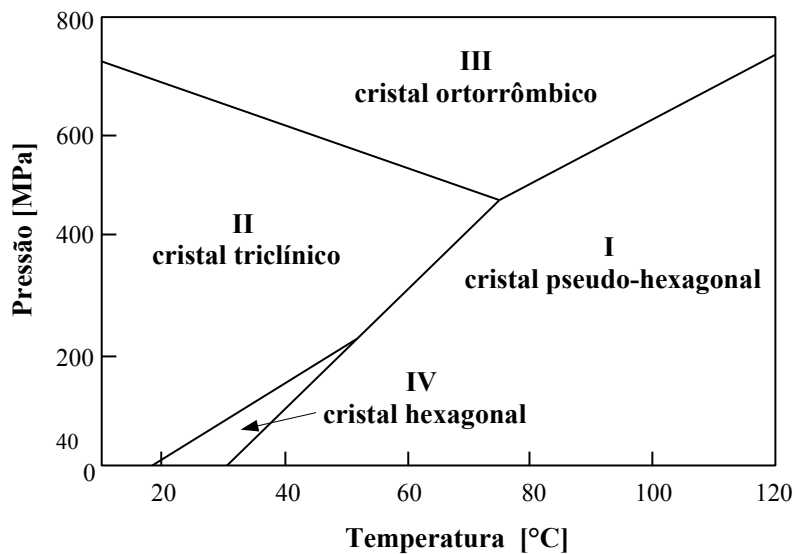


Figura 2.10 Diagrama de fases do PTFE, adaptado de Sciuti [13]

2.5 Modelos constitutivos dependentes do tempo para o PTFE

Nunes et al. [28] propuseram um modelo matemático para prever o comportamento sobre tração do PTFE em diferentes taxas de deformação. O modelo teórico é baseado nas teorias clássicas de saturação e da lei de potências. Foram realizados ensaios de tração uniaxial para validar o modelo proposto e o ajuste das equações aos resultados experimentais foi satisfatório. Apesar de mostrar um avanço para a caracterização da viscoplasticidade do PTFE, o modelo é limitado a carregamentos uniaxiais e monotônicos.

Um modelo matemático mais abrangente foi sugerido por Kletschkowski et al. [29]. Foi proposto um modelo viscoplástico endocrônico para o comportamento de um compósito com 90% de PTFE, 5% de fibra de vidro e 5% de bisulfeto de molibdênio. O modelo visa descrever o comportamento inelástico do material para condições de deformação isotérmica à temperatura ambiente e para sua identificação foram realizados ensaios de tração uniaxial. O modelo foi descrito pela decomposição aditiva da tensão total em uma tensão de equilíbrio independente da taxa de carregamento e uma sobretensão dependente. O modelo reológico, em que o estudo foi baseado, consiste em um elemento não

linear de Maxwell acoplado com um elemento endocrônico elastoplástico em paralelo, como apresentado na Figura 2.11. Uma generalização para equações constitutivas em três dimensões foi realizada a partir do modelo reológico.

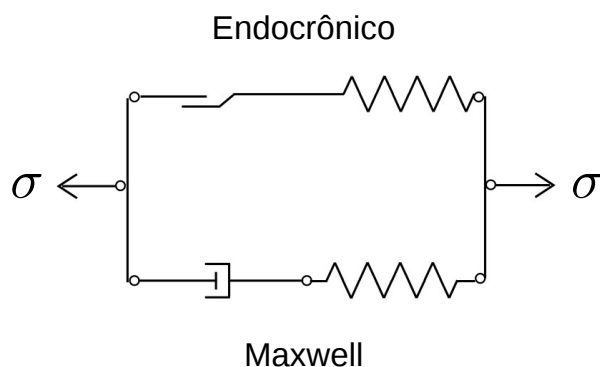


Figura 2.11 Modelo reológico, adaptado de Kletschkowski et al. [29]

As simulações numéricas realizadas demonstraram que o modelo foi capaz de descrever os fenômenos observados nos ensaios. Foi evidenciada nas Figuras 2.12a e 2.12b a compatibilidade entre os resultados teóricos e experimentais.

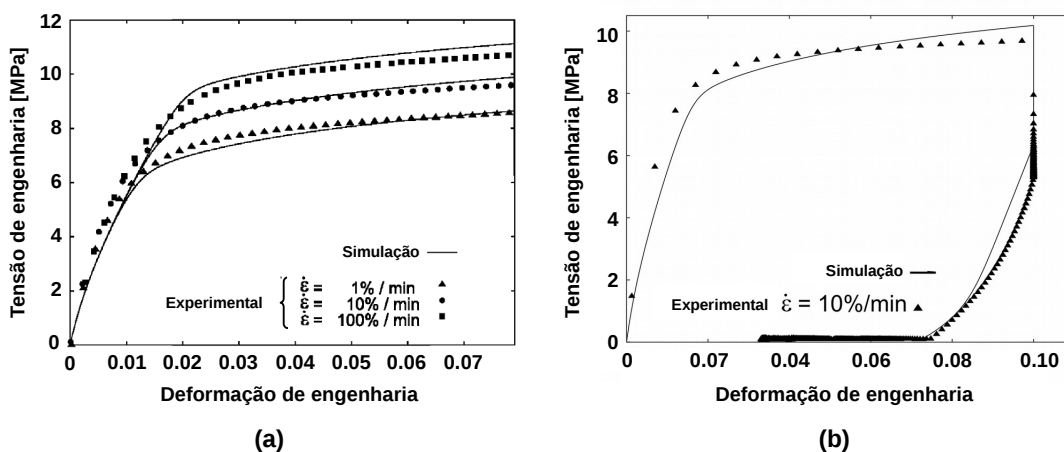


Figura 2.12 (a) Dependência da taxa de deformação nas simulações dos ensaios de tração uniaxial controlados por deformação, e (b) Recuperação da deformação na simulação de um ensaio de tração uniaxial controlado por tensão, adaptado de Kletschkowski et al. [29]

Bergstrom et al. [30] propuseram um modelo constitutivo endocrônico para o PTFE, assim como Kletschkowski et al. [29]. O modelo, denominado DNF (*Dual Network Fluoropolymer*), foi identificado com ensaios de tração uniaxial, compres-

são uniaxial e compressão hidrostática, utilizando carregamentos monotônicos e cíclicos. O modelo utiliza a decomposição do comportamento do material em uma resposta viscoplástica (representada por um amortecedor), correspondente ao deslizamento entre as cadeias do polímero, e uma resposta viscoelástica. Esta última é dividida em um elemento dependente da taxa de deformação (representado por um amortecedor e uma mola em série) e outro elemento independente da taxa de deformação (representado por uma mola). O modelo reológico está representado na Figura 2.13. Este modelo também mostrou uma boa correspondência com os dados experimentais, assim como o modelo de Kletchkowski et al. [29], porém a identificação mais ampla, com três diferentes tipos de ensaios, evidencia uma maior robustez do modelo.

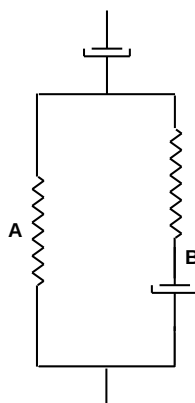


Figura 2.13 Modelo DNF [30]

Sciuti et al. [31] identificaram um modelo elasto-viscoplástico para o PTFE à -10°C por meio de ensaios de tração uniaxial, compressão uniaxial e um ensaio com estado não homogêneo de tensões. Os ensaios mecânicos possibilitaram a identificação e otimização dos parâmetros elásticos, da evolução do encruamento sob diferentes taxas de deformação e dos parâmetros que descrevem a superfície de plastificação do modelo de Drucker-Prager. Foi desenvolvido um procedimento para identificação da limite de escoamento (indicado por σ_y na Figura 2.14) e parâmetros elásticos a partir de ensaios de tração uniaxial e compressão uniaxial cíclicos, esse procedimento é análogo ao utilizado para determinar a tensão de escoamento nos metais como apresentado na Figura 2.14. O modelo identificado demonstrou a capacidade de representar o comportamento

viscoplástico do material.

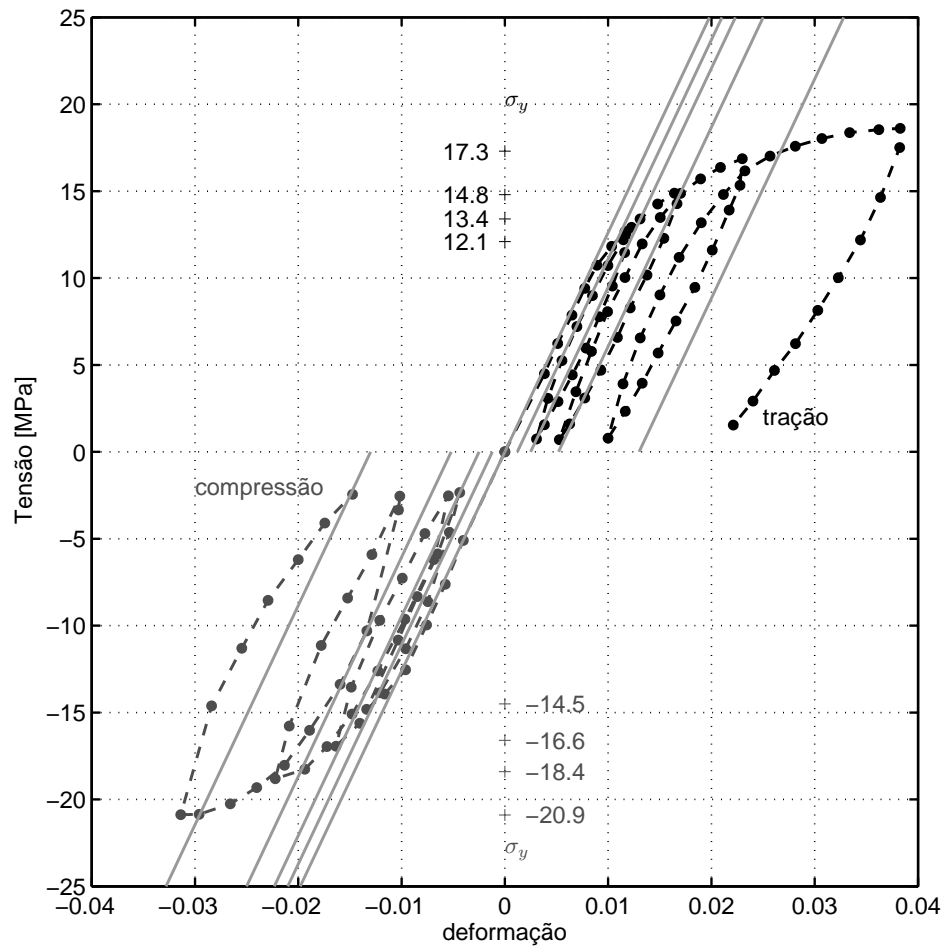


Figura 2.14 Ensaios de tração e compressão uniaxiais cíclicos realizados a -10° por Sciuti et al. [31], e a estratégia de identificação da tensão de escoamento

Stan e Fetecau [5] analisaram o comportamento mecânico do PTFE utilizando macroindentação cilíndrica. Para isso, foram realizados ensaios com um indentedor cilíndrico de ponta plana com 1 mm de diâmetro em três níveis diferentes de deformação. O modelo generalizado de Maxwell em termos da série de Prony-Dirichlet foi utilizado para modelar a resposta viscoelástica e extrair as propriedades dependentes do tempo. A Eq. 2.50 foi utilizada para otimização dos

coeficientes da série.

$$F(t) = \frac{2Rk}{1-\nu^2} \left[E_\infty t_0 + \sum_{i=1}^N E_i \tau_i (e^{t_0/\tau_i} - 1) e^{-t/\tau_i} \right] \quad (2.50)$$

Os parâmetros viscoelásticos do modelo generalizado de Maxwell encontrados para a relaxação do PTFE são apresentados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 Parâmetros da série de Prony-Dirichlet (modelo generalizado de Maxwell) para relaxação [5]

i	τ_i [s]	E_i [MPa]
1	10^{-1}	10,24
2	10^0	27,50
3	10^1	47,56
4	10^2	24,45
5	10^3	40,14
E_∞		232,07
E_0		381,97

O modelo analítico desenvolvido apresentou resultados próximos dos obtidos experimentalmente (Figura 2.15), evidenciando que modelos baseados na série de Prony-Dirichlet podem ser aplicados para modelar a relaxação tensões no PTFE.

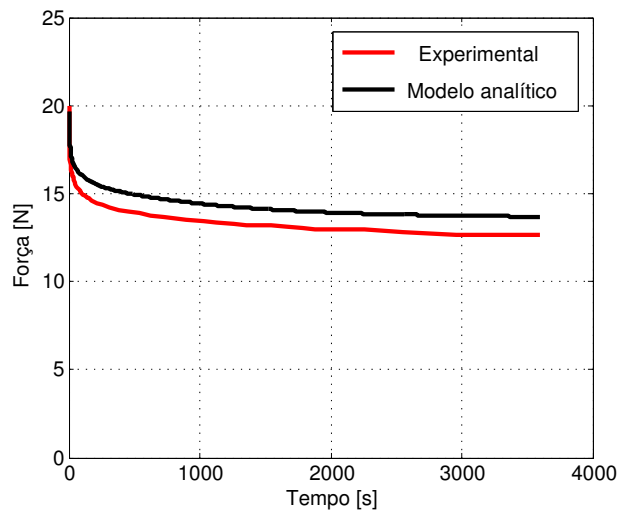


Figura 2.15 Dados experimentais de um ensaio de macroindentação para medir a relaxação de tensões no PTFE e o resultado do respectivo modelo analítico [5]

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Materiais

O material utilizado no desenvolvimento desse estudo é o PTFE (Teflon® 807-N) da DuPont™, recebido em forma de grânulos, com granulometria média de 600 μm e uma porosidade (razão entre o volume de vazios e o volume de sólidos) de aproximadamente 60 %. Atualmente esse material é comercializado pela empresa Chemours™, com o nome Teflon™ PTFE 807N X. Na Figura 3.1 é apresentada uma fotografia dos grânulos (ou *pellets*) do material após polimerização e peletização, como recebido da indústria.

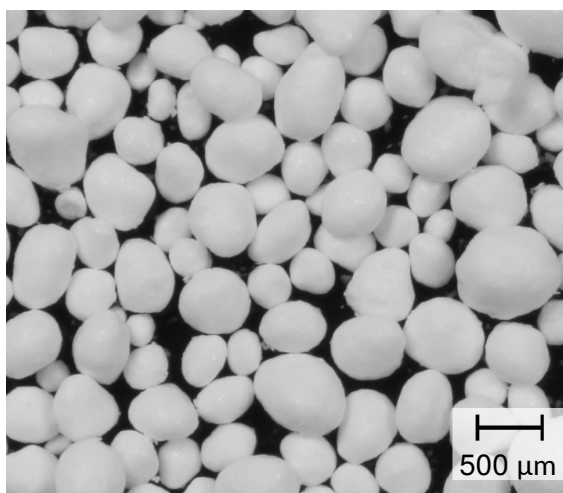


Figura 3.1 Fotografia de grânulos de PTFE (Teflon® 807-N) como recebido da indústria

O principal componente do dispositivo para a realização dos ensaios é um eixo fabricado em aço inoxidável 304. As demais partes do dispositivo foram fabricadas em alumínio.

3.2 Fabricação dos corpos de prova em PTFE

A partir do material em grânulos, as peças de PTFE são moldadas em forma de cilindros por prensagem isostática a frio, conforme apresentado na Figura 3.2. O procedimento adotado consiste em aplicar sucessivas pressões de 2, 10 e 35 MPa, sendo que entre cada passo de prensagem a peça verde foi retirada do molde e deixada por um tempo mínimo de 24 horas para a liberação gradual do

ar remanescente nos interstícios dos grânulos e de suas partículas, até a prensagem subsequente. Este protocolo é proveniente dos resultados de Gamboni et al. [32], e possibilita um material verde coeso e com baixa porosidade ($\approx 1,4\%$).

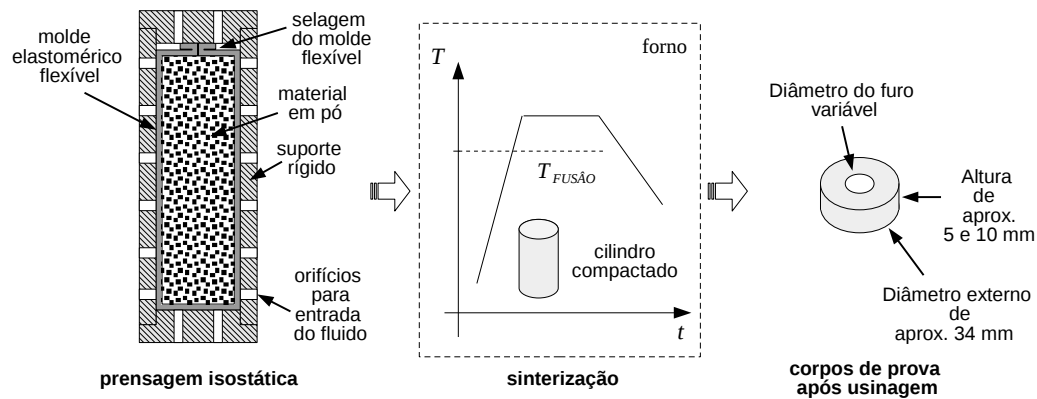


Figura 3.2 Esquema do processo de fabricação dos corpos de prova em PTFE e dimensões aproximadas dos corpos de prova

Em seguida, a peça no estado verde passa pela etapa de sinterização, no qual o material é sujeito a um tratamento térmico que consiste basicamente em: aquecimento, patamar de temperatura que ultrapassa a temperatura de fusão cristalina, de $\approx 340\text{ }^{\circ}\text{C}$, e resfriamento, conforme apresentado no esquema da Figura 3.3.

Por fim, após a prensagem e sinterização, foram obtidos cilindros com dimensões aproximadas de 37 mm de diâmetro e 60 mm de altura. Os CDPs foram usinados a partir destes cilindros em um torno mecânico, sendo utilizadas ferramentas de corte e brocas em aço rápido para a usinagem de todas as superfícies e corte dos CDPs. O processo de usinagem dos CDPs seguiu os seguintes passos:

1. O cilindro sinterizado foi fixado no torno para a usinagem da forma cilíndrica (com diâmetro de $\approx 36\text{ mm}$) na região de uma de suas extremidades;
2. O cilindro foi reposicionado no torno de forma definitiva, sendo agora fixado pela extremidade usinada no passo anterior;
3. A superfície externa livre do cilindro foi então usinada na dimensão definitiva (com diâmetro de $\approx 34\text{ mm}$), assim como a face de sua extremidade

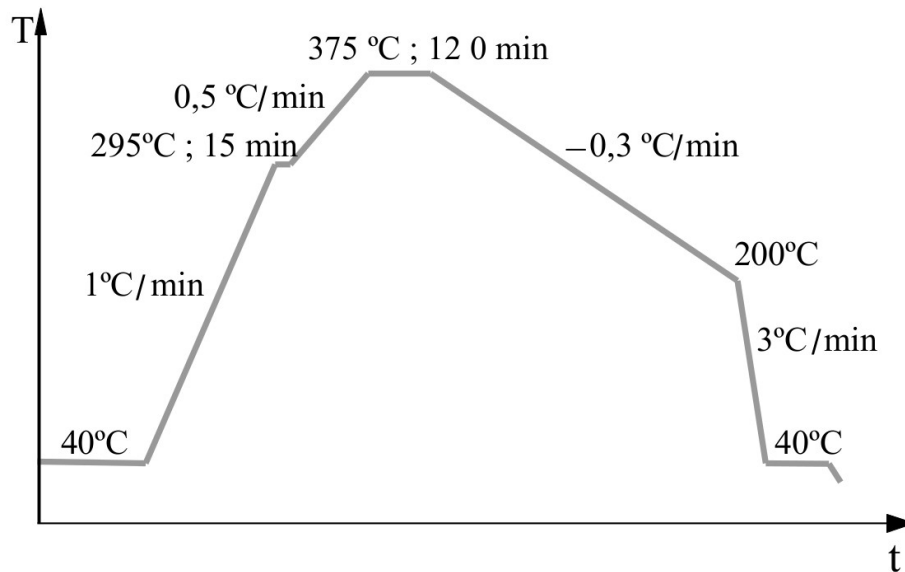


Figura 3.3 Esquema do programa de sinterização do PTFE [24]

livre também é usinada;

4. O cilindro foi perfurado ao longo de todo seu comprimento, resultando em um furo concêntrico ao seu eixo axial. Esta operação de furação foi realizada em três etapas com brocas de diferentes diâmetros e aplicação de fluido de corte para auxiliar na dissipação do calor gerado. Primeiramente foi feito um furo guia com broca de centro de 2 mm de diâmetro, seguido de um furo passante com broca de 8 mm de diâmetro, e finalmente um furo passante com broca de 11 mm de diâmetro;
5. O furo interno foi posteriormente acabado com ferramenta de corte de aço rápido, até sua dimensão final e ao longo de um comprimento 2 mm maior que a altura desejada do CDP;
6. O primeiro CDP foi então cortado com bedame de aço rápido com 2,5 mm de espessura, com auxílio de fluido de corte;
7. Os demais CDPs são usinados repetindo-se os itens 5 e 6, sem que o cilindro seja retirado do torno.

Após a usinagem, os CDPs foram limpos para eliminar resíduos do processo

de usinagem, principalmente devido ao uso do fluido de corte. Os CDPs foram imersos em solução aquosa de detergente líquido por 5 min, enxaguados em água corrente e secos. Posteriormente, a limpeza foi finalizada pela aplicação de álcool etílico. O procedimento descrito para a usinagem e limpeza garantiu a obtenção de peças com excelente acabamento superficial e controle dimensional. Uma fotografia de um CDP acabado é apresentada na Figura 3.4.

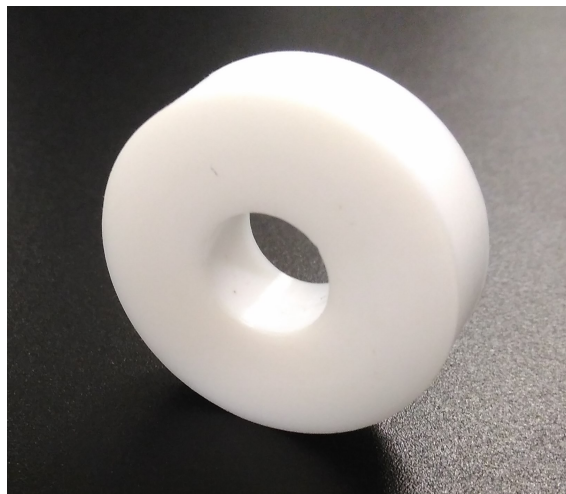


Figura 3.4 CDP em PTFE após usinagem, com forma de disco com furo centrado (diâmetro interno variável de ≈ 12 mm e diâmetro externo de ≈ 34 mm)

Para a realização dos ensaios foram fabricados CDPs com diferentes diâmetros de furo, altura e diâmetro externo, conforme apresentado na Tabela 3.1.

3.3 Ensaio desenvolvido para a caracterização da relaxação de tensões em polímeros

3.3.1 Descrição geral do ensaio

Um ensaio mecânico não convencional foi desenvolvido com o objetivo de caracterizar as propriedades de longa duração de polímeros. Buscou-se um método que fosse de fácil execução e de baixo custo. O aparato experimental se resume em três partes principais: um eixo metálico, um CDP do material em análise em forma de disco com um furo concêntrico ao seu eixo axial e um suporte para apoiá-lo, como apresentado na Figura 3.5.

Tabela 3.1 Características dos corpos de prova e dos ensaios realizados

CDP ou Ensaio	Diâmetro do furo [mm] ($\pm 0,01$ mm)	Diâmetro do disco [mm] ($\pm 0,01$ mm)	Altura [mm] ($\pm 0,01$ mm)	(*) Deformação radial máxima média, $\bar{\epsilon}_{rr}$
1	11,86	34,95	9,80	
2	11,87	34,95	9,80	0,031
3	11,86	34,95	9,80	
4	11,95	34,02	10,00	
5	11,95	34,02	10,00	0,024
6	11,95	34,02	5,00	
7	12,12	34,04	10,00	
8	12,12	34,04	10,00	0,010
9	12,12	34,04	10,01	
10	11,85	33,98	10,01	
11	11,85	33,98	10,01	0,032
12	11,85	33,98	10,00	

(*) valor absoluto da máxima deformação radial aplicada na interface entre o CDP e o eixo

Este aparato foi concebido para ser montado em uma máquina de ensaios universal, porém para o seu funcionamento faz se necessário apenas um atuador com uma célula de carga. O procedimento experimental desenvolvido foi nomeado como ensaio de acoplamento eixo-furo (EAEF) para a medição de relaxação de tensões. A variável diretamente medida no ensaio é a força de reação no atuador em função do tempo. As principais etapas de realização do EAEF são descritas a seguir e também são ilustradas na curva esquemática apresentada na Figura 3.6.

- (A) Posicionamento: o CDP é posicionado sobre o suporte metálico e o eixo é inserido no furo pela sua extremidade cônica até que o contato seja estabelecido, havendo apenas o esforço devido ao peso próprio do eixo metálico, que pode ser desconsiderado.
- (B) Acoplamento: o atuador move o eixo com velocidade constante até que sua

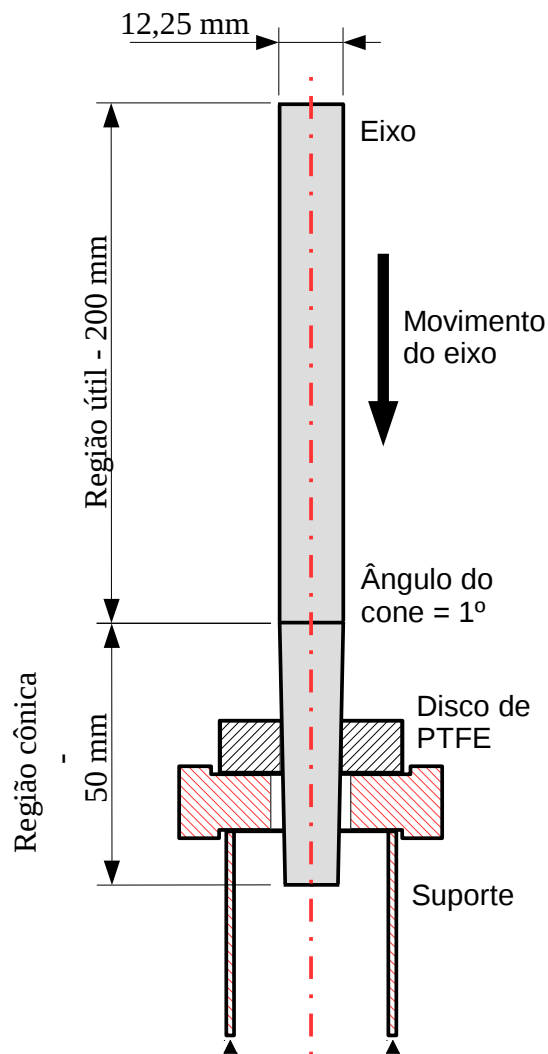


Figura 3.5 Esquema do aparato para o ensaio de acoplamento eixo-furo (EAEF) para a medição de relaxação de tensões

parte cônica tenha atravessado completamente o disco. Após esta etapa a medição da força de reação no atuador, devido à força de atrito causada pelo movimento relativo entre o eixo e o disco, é utilizada para a estimativa indireta da tensão radial na superfície do furo.

- (C) Medições contínuas: o atuador continua a mover o eixo com velocidade constante, pois nesta etapa a taxa de decaimento das tensões é alta. O tempo de duração desta etapa é determinado em função da análise da taxa de decaimento da força no eixo.

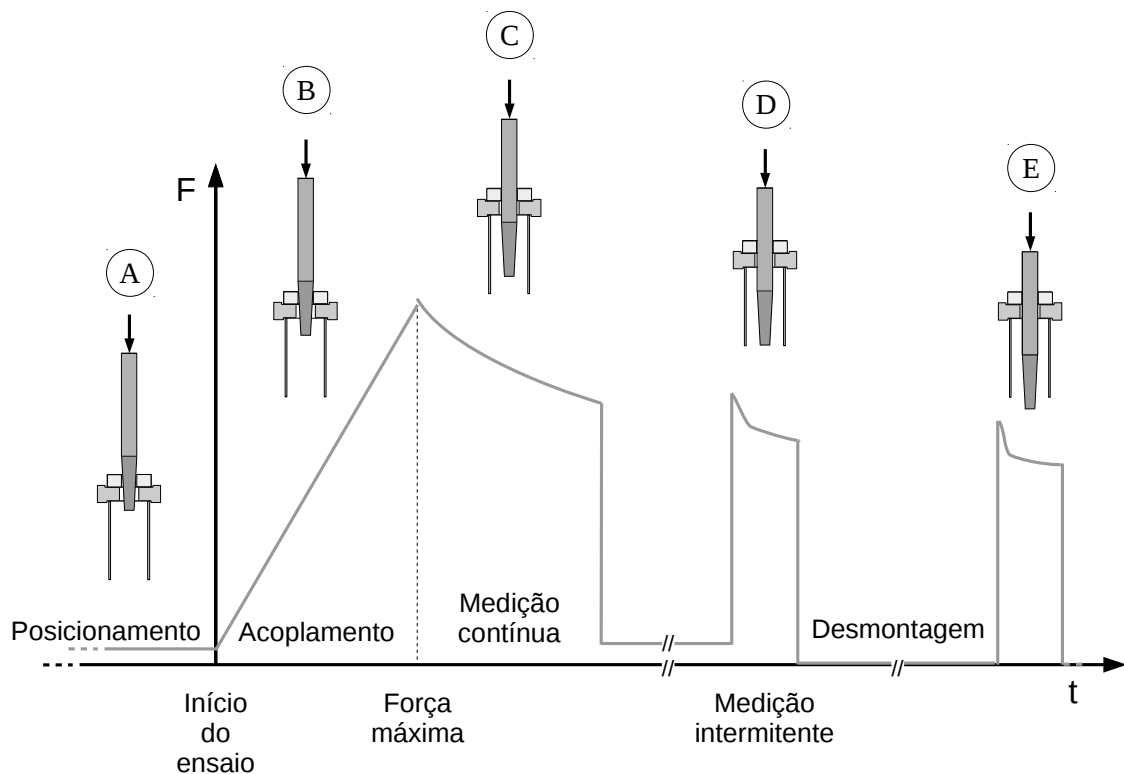


Figura 3.6 Etapas da execução do EAEF para a caracterização da relaxação de tensões em polímeros

- (D) Medições intermitentes: quando a taxa de decaimento das tensões é menos pronunciada, o atuador pode passar a mover o eixo de forma intermitente, realizando um melhor aproveitamento da distância entre a posição do CDP e o fim da região útil do eixo (parte com diâmetro constante).
- (E) Medições intermitentes após desmontagem: esta etapa é iniciada quando o decaimento das tensões passa a ocorrer em taxas muito baixas, podendo haver a desmontagem do conjunto eixo-disco do suporte e a medição é interrompida, liberando a máquina de ensaios (ou o atuador instrumentado) para um próximo ensaio. O conjunto só é retornado para uma nova medição após um intervalo planejado, embora o ensaio não tenha sido interrompido uma vez que a deformação constante imposta pelo eixo é mantida. Para possibilitar a realização de ensaios concomitantes, foram fabricados seis eixos metálicos a partir de uma mesma barra. De forma a garantir a quali-

dade das superfícies de interesse, e por consequência as mesmas propriedades tribológicas com os CDPs, os eixos foram retificados. O diâmetro resultante da parte útil foi de $12,25 \pm 0,01$ mm.

3.3.2 Estimativa das deformações radiais na interface eixo-furo

Como os discos são deformados radialmente, uma vez que o diâmetro da região útil do eixo é maior que o do furo do disco, o nível de tensão ou deformação aplicados no CDP é dependente do grau de interferência do acoplamento, ou seja, da diferença entre os diâmetros do furo e do eixo.

As deformações radiais máximas impostas pelo acoplamento do eixo nos CDPs ($\bar{\varepsilon}_{rr}$), que ocorrem na interface de acoplamento, foram estimadas com auxílio de equações baseadas na teoria da elasticidade linear [33] (Eq. 3.1), sendo os valores apresentados na última coluna da Tabela 3.1 (pág. 35). Baseado em dados de ensaios de compressão simples obtidos da literatura [34], o valor mais alto aplicado ($\bar{\varepsilon}_{rr} = 0,034$) foi considerado como um valor limite para se manter abaixo do escoamento do material.

$$\bar{\varepsilon}_{rr} = \frac{(1 + \nu)(R_e - R_f)R_f}{2[(1 - \nu)R_f^2 + (1 + \nu)R_e^2]} \left[1 - \frac{R_e^2}{R_f^2} - 2\nu \right] \quad (3.1)$$

sendo R_e e R_f os raios do eixo e do furo, respectivamente. O coeficiente de Poisson ($\nu = 0,46$) foi obtido da literatura [35].

3.3.3 Planejamento do ensaio aplicado ao PTFE

Para a avaliação da metodologia proposta, o EAEF foi aplicado na caracterização da relaxação de tensões no PTFE. Os ensaios foram realizados no laboratório de ensaios mecânicos do Departamento de Engenharia de Materiais da UFSCar (DEMa-UFSCar) em uma máquina de ensaios universal INSTRON® 5540 com célula de carga de capacidade máxima 200 kgf. Um esquema dos deslocamentos e forças aplicados ao longo do ensaio é apresentado na Figura 3.7.

A etapa de acoplamento foi realizada em 100 s com um deslocamento d_a em

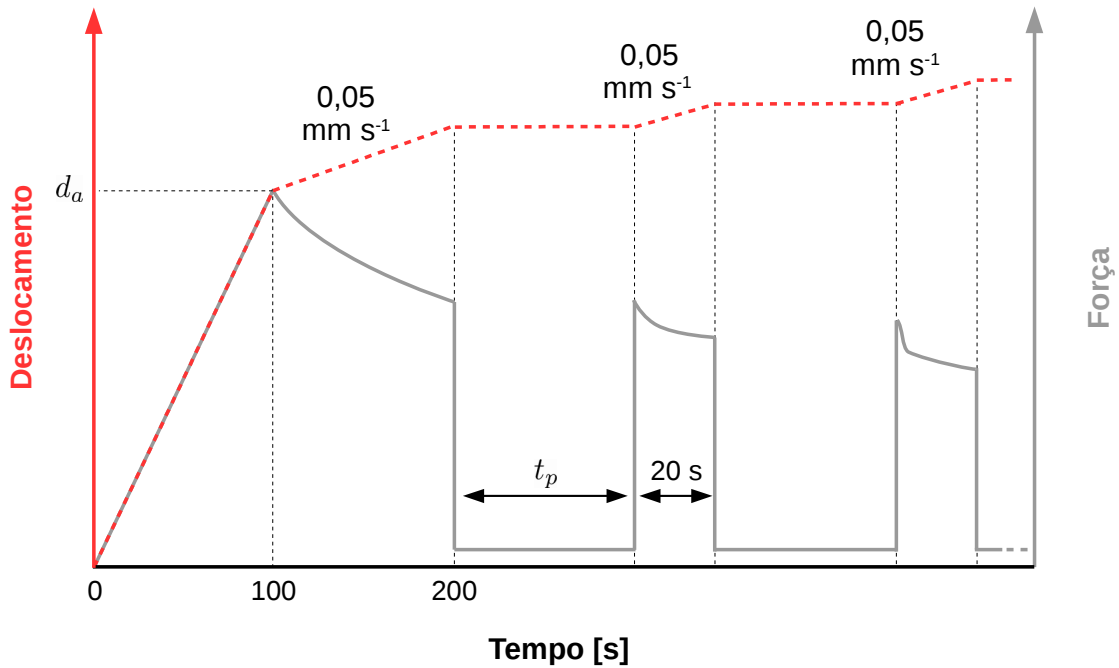


Figura 3.7 Esquema dos carregamentos impostos para a aplicação do EAEF na caracterização do comportamento da relaxação de tensões do PTFE

função do raio do furo, como expressado pela Eq. 3.2.

$$d_a = \frac{R_e - R_f}{\tan\beta} + h \quad (3.2)$$

sendo β o ângulo da região cônica do eixo e h a altura do CDP.

Após o acoplamento, a etapa de medição contínua foi mantida durante 100 s, sendo o eixo deslocado com uma velocidade de $0,05 \text{ mm s}^{-1}$, evidenciando os primeiros efeitos de relaxação de tensões no material por meio do decaimento da força medida na máquina de ensaios. Nas medidas descontínuas, foi imposto um deslocamento de 1 mm por 20 s (velocidade de $0,05 \text{ mm s}^{-1}$), esses valores foram escolhidos com base em ensaios preliminares para atenuar os ruídos causados pela transição do comportamento estático e dinâmico do atrito, o valor de força no centro do intervalo foi adotado como a medida de relaxação de tensões para este instante. Foram realizadas 10 medidas intermitentes de força em cada década logarítmica. O tempo de patamar sob carga residual de 2 N, indicado como t_p na Figura 3.7, foi implementado de forma a distribuir as 10 medidas intermitentes, ou seja, $t_p = 80, 980, 9980 \text{ s}$, respectivamente para as

décadas logarítmicas de 1000, 10000 e 100000 s. Os descarregamentos foram realizados com controle de deslocamento até se atingir a carga residual de 2 N (compressão) para se manter o contato do atuador com o eixo.

3.4 Câmara térmica para controle de temperatura durante o EAEF

Os primeiros ensaios apresentaram ruídos relacionados a mudança de temperatura durante o dia (Ensaio 1, 2 e 3). Com a finalidade de controlar a temperatura, foi implementada uma câmara térmica para mantê-la em $25 \pm 1^\circ\text{C}$. O sistema desenvolvido é composto por: duas placas termoelétricas Peltier com potência máxima de 60 W, uma fonte com corrente de 2 A e tensão de 7.5 V, um Arduino Uno (Rev 3), quatro relês de estado sólido para 20 VDC e 10 A, um circuito integrado MAX6675, um termopar tipo K, quatro dissipadores de calor em alumínio, quatro ventoinhas e uma caixa térmica. As placas Peltier são utilizadas para aquecer e resfriar a caixa térmica e são acionadas pelo Arduino por meio dos relês. O controle de acionamento das placas Peltier é baseado na temperatura adquirida pelo circuito integrado MAX6675 ligado ao termopar (posicionado na região central da cavidade da câmara). Os outros dois relês restantes são utilizados para acionar as ventoinhas que auxiliam nas trocas térmicas entre as placas Peltier, os dissipadores e as atmosfera do interior e do exterior da câmara. O esquema elétrico do sistema desenvolvido e o código implementado no Arduino são apresentados no Apêndice A.

3.5 Análise da recuperação das deformações após EAEF via técnica de correlação de imagens digitais (CID)

A medição das deformações de recuperação nos discos após desacoplamento do eixo é proposta como ensaio complementar ao EAEF. Foi desenvolvido um aparato para utilização da técnica de CID para estas medições, o qual consiste em: uma câmera fotográfica, iluminação de LED e um suporte para o posicionamento do CDP (Figura 3.8). Após a definição do término do EAEF o CDP foi desacoplado rapidamente (com um tempo muito menor que o de aco-

plamento), posicionado no suporte e fotografado por um período de tempo (\approx 19 horas). O tempo entre o desacoplamento e o início da aquisição das fotos foi cronometrado para possibilitar uma comparação entre os dados da CID e os resultados do modelo em EF.

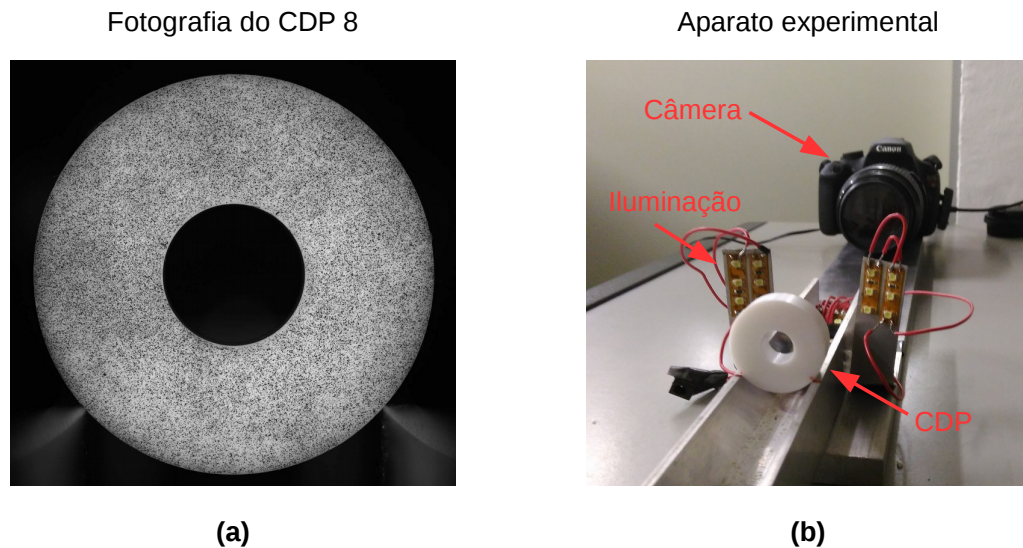


Figura 3.8 (a) Fotografia da superfície mosqueada do CDP 8 a ser analisada pela técnica de CID e (b) Aparato experimental utilizado para captura das fotografias analisadas no ensaio de recuperação

O programa de CID utilizado neste estudo foi o Correli-Q4™, desenvolvido pelo laboratório francês LMT-Cachan, situado na École Normale Supérieure de Cachan, e implementado no programa Matlab®. Para o presente estudo, o principal resultado da técnica de CID é o campo de deformações. Como não foi possível adquirir as fotografias no instante do desacoplamento, somente em um instante posterior, a resposta obtida pela técnica de CID foi a diferença entre a deformação no instante da aquisição da fotografia corrente e a deformação no instante da aquisição da fotografia de referência (primeira fotografia adquirida), como exemplificado pela Eq. 3.3.

$$\Delta\varepsilon(t) = \varepsilon(t) - \varepsilon(t_0) \quad (3.3)$$

sendo $\Delta\varepsilon(t)$ a diferença de deformação entre os dois instantes e t_0 o tempo

cronometrado entre o desacoplamento e a aquisição da fotografia de referência.

O Correli-Q4™ calcula seus resultados seguindo a orientação do eixo cartesiano das imagens digitais, um algoritmo de pós-processamento foi desenvolvido para calcular o campo das diferenças de deformações radiais $\Delta\varepsilon_{rr}(t)$ durante o ensaio (Apêndice B).

3.6 Análise de parâmetros de modelos constitutivos a partir do EAEF

3.6.1 Identificação via modelo de elementos finitos

Pela complexidade dos modelos viscoelásticos, usualmente, faz-se necessária uma análise inversa para identificar parâmetros de um modelo constitutivo que se deseja utilizar em uma simulação computacional. Para esta análise, pode-se utilizar do método dos elementos finitos (MEF). Sendo assim, dois modelos axisimétricos foram utilizados para reproduzir o EAEF, um modelo mais completo e outro com algumas simplificações. Para o desenvolvimento desses modelos, foi utilizado o programa de EF Abaqus®.

O comportamento mecânico do PTFE na simulação foi representado pelo modelo viscoelástico generalizado de Maxwell (seção 2.1.2.4, pág. 14). Elementos do tipo CAX4R (contínuos, axissimétricos com quatro nós e integração reduzida) foram utilizados na malha de elementos finitos (EF). O tamanho dos elementos foi definido a partir de uma análise de convergência de malha. Ressalta-se que qualquer modelo constitutivo dependente do tempo poderia ter sido utilizado. Neste caso, optou-se pelo modelo generalizado de Maxwell devido a sua disponibilidade no software de EF, por já ter sido utilizado para o PTFE [5] e pela possibilidade de implementação em modelos analíticos (Seção 3.6.2).

No primeiro modelo (Figura 3.9a), o eixo metálico e o suporte foram modelados como superfícies analíticas rígidas, em função da maior rigidez dos materiais dessas peças em relação ao do CDP. Como condição de contorno, foi aplicado um deslocamento vertical no eixo, cujos valores em função do tempo são extraídos dos ensaios experimentais. Foi utilizado o algoritmo de contato de penalidade com o modelo de Coulomb e coeficiente de atrito de 0,12 para interação

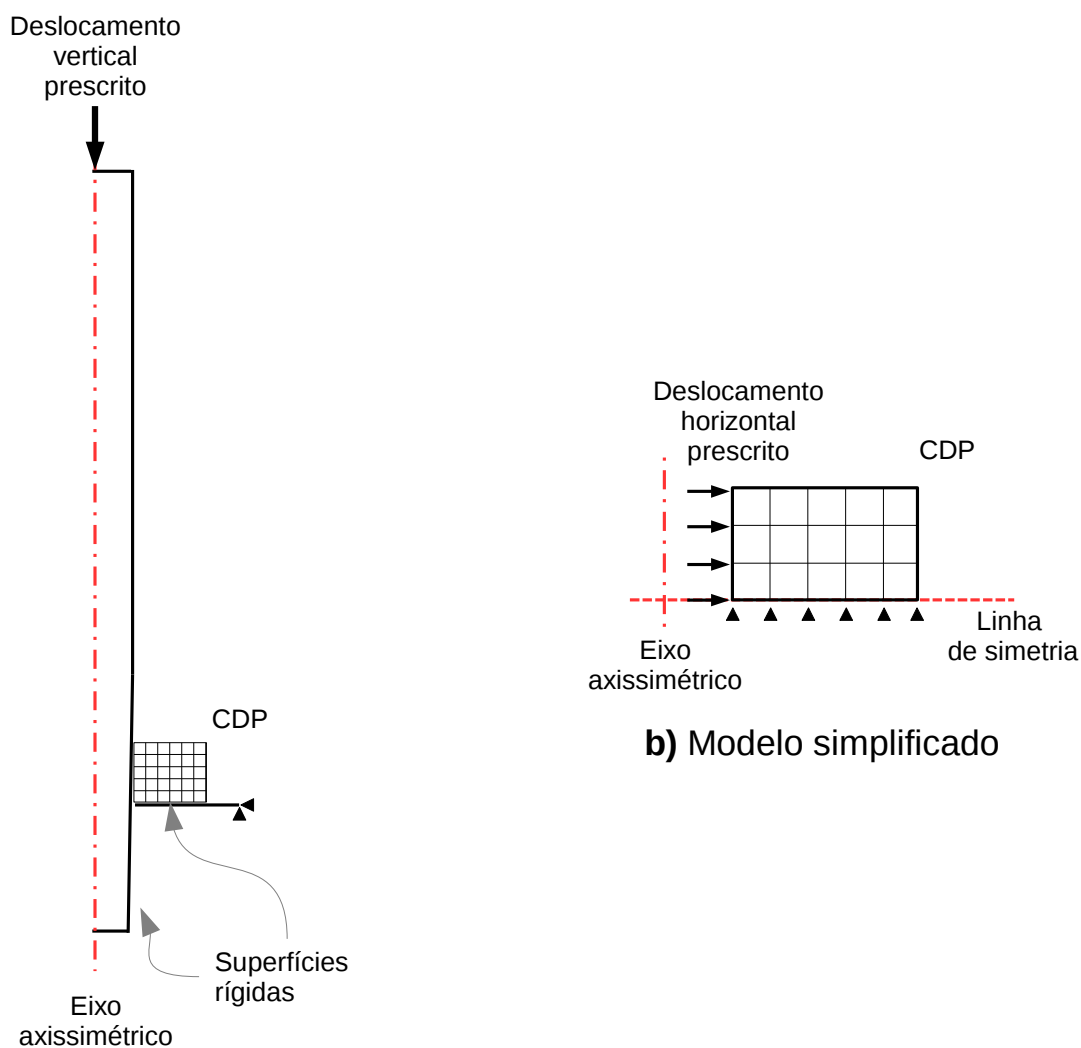


Figura 3.9 (a) Modelo de EF com eixo metálico e (b) modelo simplificado

entre o CDP e as outras partes metálicas.

No segundo modelo em EF (Figura 3.9b), a simulação foi simplificada sendo que apenas o disco e as condições de contorno impostas pelo eixo foram implementados (Figura 3.9b). Foram aplicados deslocamentos horizontais nos nós do furo do disco com a magnitude igual à diferença entre o raio do eixo e do furo. Os deslocamentos prescritos neste modelo também foram obtidos diretamente dos ensaios experimentais.

Estudos preliminares demonstraram que o modelo simplificado apresentou uma boa correspondência com o primeiro modelo (Figura 3.10), evidenciando

que a tensão vertical originada pelo contato do suporte com CDP e a tensão de cisalhamento provocada pelo deslizamento relativo do eixo no CDP podem ser desprezadas no estudo da relaxação das tensões no disco de PTFE. Esta constatação será levada em consideração no desenvolvimento de um modelo analítico descrito na Seção 3.6.2. Neste estudo preliminar foram utilizados parâmetros do modelo de Maxwell obtidos da literatura [5].

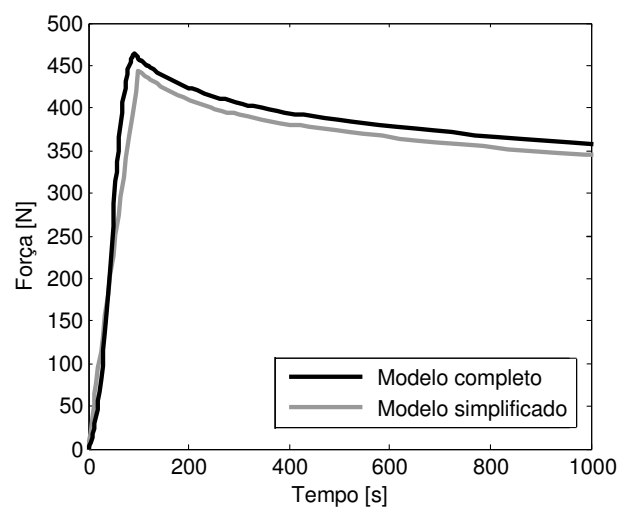


Figura 3.10 Comparação das curvas de força de reação no eixo entre o modelo de EF simplificado e o modelo de EF com todas as partes simuladas (completo)

O desenvolvimento de um modelo de EF mais simples foi importante para reduzir o tempo de análise nas simulações, principalmente porque os parâmetros do modelo generalizado de Maxwell foram identificados por otimização, comparando a curva de força vs. deslocamento da simulação e dos resultados experimentais, neste caso, a redução do tempo de análise em cada iteração do algoritmo representa uma grande economia no tempo de execução do algoritmo de otimização. A otimização foi realizada em linguagem de programação Python, com auxílio da biblioteca Scipy. Para a minimização de erros, foi utilizado o algoritmo de Nelder–Mead [36]. Para ambos os modelos de EF, o coeficiente de Poisson foi considerado constante em função do tempo e adotado a partir da literatura [35].

3.6.2 Modelo analítico para análise das variáveis do EAEF

Assim como o modelo de elementos finitos, o modelo analítico é importante para a compreensão do estado não homogêneo de tensões no ensaio, além de auxiliar na compreensão das variáveis do ensaio EAEF.

O modelo analítico desenvolvido neste estudo para o ensaio de relaxação de tensões radiais de discos considera um carregamento no estado plano de tensões em que as tensões σ_{zz} e σ_{rz} podem ser desprezadas, ou seja, apenas as tensões σ_{rr} e $\sigma_{\theta\theta}$ são levadas em conta. Com auxílio da teoria da elasticidade para casos axissimétricos, pode-se obter a expressão para σ_{rr} , a partir da Eq. 2.8 (pág. 8).

$$\sigma_{rr}(r) = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_{rr} + \nu\varepsilon_{\theta\theta}) = \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{du}{dr} + \frac{\nu u}{r} \right) \quad (3.4)$$

sendo u o deslocamento radial.

De forma análoga ao trabalho de Stan e Fetecau [5], e com base no princípio de correspondência elástica-viscoelástica [37], pode-se reformular a Eq. 3.4 de forma a considerar as propriedades do material dependentes do tempo, realizando a convolução entre o módulo de elasticidade dependente do tempo $E(t)$ e a derivada temporal das deformações ε_{rr} e $\varepsilon_{\theta\theta}$.

$$\sigma_{rr}(r, t) = \int_0^t \frac{E(t-s)}{1-\nu^2} \frac{d}{ds} \left(\frac{du}{dr} + \frac{\nu u}{r} \right) ds \quad (3.5)$$

O deslocamento radial u pode ser escrito em função do raio r [38] como:

$$u = \frac{A}{r} + Br \quad (3.6)$$

Com a Eq. 3.6, pode-se rescrever tensão radial σ_{rr} como:

$$\sigma_{rr}(r, t) = \frac{2A}{1+\nu} \int_0^t \frac{E(t-s)}{r^3} \frac{dr}{ds} ds \quad (3.7)$$

A cinemática do raio do furo do disco no experimento pode ser descrita com

as seguintes equações:

$$\begin{cases} R_f(t) = R_{f,0} + \alpha t, & t < t_0 \\ R_f(t) = R_{f,0} + \alpha t_0, & t \geq t_0 \end{cases} \quad (3.8)$$

sendo t_0 o tempo em que o raio do furo é mantido constante.

A Eq. 3.7 pode ser escrita para o raio do furo R_f e α sua velocidade radial:

$$\sigma_{rr}(R_f, t) = \frac{2A}{1+\nu} \int_0^t \frac{E(t-s)}{R_f^3} \frac{dR_f}{ds} ds \quad (3.9)$$

ou ainda, para tempos menores que t_0 :

$$\sigma_{rr}(t) = \frac{2A\alpha}{1+\nu} \int_0^t \frac{E(t-s)}{(R_{f,0} + \alpha t)^3} ds, \quad t < t_0 \quad (3.10)$$

e para tempos maiores que t_0 :

$$\sigma_{rr}(t) = \frac{2A\alpha}{1+\nu} \int_0^{t_0} \frac{E(t-s)}{(R_{f,0} + \alpha t)^3} ds, \quad t \geq t_0 \quad (3.11)$$

Para a relaxação, o módulo elástico dependente do tempo $E(t)$ pode ser equacionado pela série de Prony-Dirichlet:

$$E(t) = E_\infty + \sum_{i=0}^n E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (3.12)$$

Utilizando as Eqs. 3.11 e 3.12, tem-se:

$$\sigma_{rr}(t) = \frac{A}{1+\nu} \left\{ E_\infty \left[\frac{1}{R_f^2} - \frac{1}{(R_f + \alpha t)^2} \right] + 2\alpha \sum_{i=0}^n E_i g_i(t) \right\}, \quad t \geq t_0 \quad (3.13)$$

com

$$g_i(t) = \int_0^{t_0} \frac{e^{-\frac{(t-s)}{\tau_i}}}{(R_{f,0} + \alpha s)^3} ds \quad (3.14)$$

Para calcular a força máxima no experimento, pode ser realizada uma extrapolação para uma velocidade radial do raio interno infinita ($\alpha \rightarrow \infty$). Com essa suposição, a cinemática do raio do furo no experimento $R_f(t)$ pode ser escrita

como:

$$R_f(t) = R_{f,0} + (R_{f,f} - R_{f,0})\mathcal{H}(t - t_0) , t < t_0 \quad (3.15)$$

sendo $\mathcal{H}(t - t_0)$ a função de Heaviside, definida por

$$\begin{cases} \mathcal{H}(t - t_0) = 0 , t < t_0 \\ \mathcal{H}(t - t_0) = \frac{1}{2} , t = t_0 \\ \mathcal{H}(t - t_0) = 1 , t > t_0 \end{cases} \quad (3.16)$$

Aplicando a cinemática descrita pela Eq. 3.15 na Eq. 3.9, tem-se

$$\sigma_{rr}(R_f, t) = \frac{2A}{1 + \nu} \int_0^t \frac{E(t - s)}{R_f^3} \delta(s - t_0) ds \quad (3.17)$$

sendo $\delta(s - t_0)$, a função Delta de Dirac.

Utilizando as propriedades da função $\delta(s - t_0)$, é possível resolver de forma simples a integral da Eq. 3.17.

$$\sigma_{rr}(R_f, t) = \frac{16A}{1 + \nu} \left[\frac{(R_{f,f} - R_{f,0})E(t - t_0)}{(R_{f,0} + R_{f,f})^3} \right] \quad (3.18)$$

Aplicando-se $E(t)$ para a relaxação descrita na Eq. 3.12 na Eq. 3.18, calcula-se a força máxima possível no experimento do disco e a força mínima que corresponde ao material completamente relaxado. A força máxima no experimento é escrita como

$$F_{max} = \frac{32\pi h A R_{f,f}}{1 + \nu} \left[\frac{(R_{f,f} - R_{f,0})E_0}{(R_{i,0} + R_{i,f})^3} \right] \quad (3.19)$$

com

$$E_0 = E_\infty + \sum_{i=0}^n E_i \quad (3.20)$$

A força mínima atingida no experimento pode ser escrita como

$$F_{min} = \frac{32\pi h A R_{f,f}}{1 + \nu} \left[\frac{(R_{f,f} - R_{f,0})E_\infty}{(R_{f,0} + R_{f,f})^3} \right] \quad (3.21)$$

Nota-se que o decaimento máximo da força (D_{max}) é idêntico ao de um ensaio

de relaxação de tensões em tração ou compressão uniaxial, como descrito pela Eq. 3.22. Esse fato evidencia que os efeitos de relaxação no EAEF podem ser observados da mesma forma que nos ensaios convencionais.

$$D_{max} = \frac{F_{max}}{F_{min}} = \frac{E_{\infty}}{E_0} \quad (3.22)$$

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Ensaio de relaxação das tensões

4.1.1 Controle da temperatura

O controle da temperatura foi realizado com auxílio da câmara térmica descrita na Seção 3.4 (pág. 40). Na Figura 4.1 são exibidos resultados de um experimento realizado ao longo de 24 horas para testar a eficiência da câmara térmica desenvolvida. As temperaturas interna e externa à câmara foram registradas com o auxílio de dois termopares. Os resultados mostraram a eficiência do sistema, no qual a precisão requerida de $\pm 1^\circ\text{C}$ foi alcançada no interior da câmara.

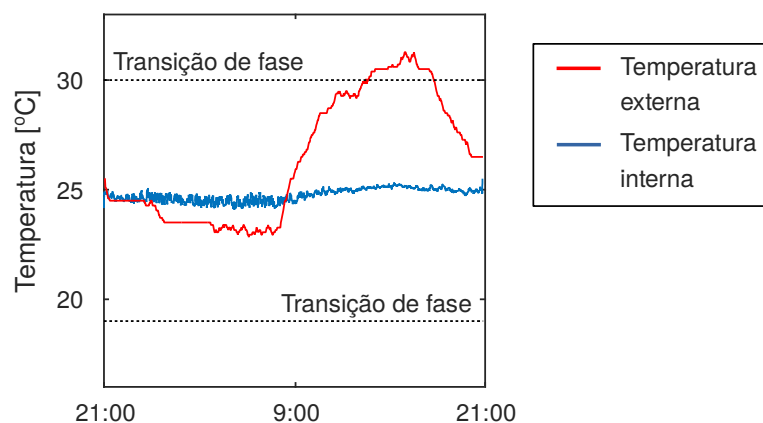


Figura 4.1 Temperatura interna e externa à câmara térmica ao longo de 24 horas, destacando-se as temperaturas de pico das transição de fase do PTFE (19°C e 30°C) que devem ser evitadas ao longo de um ensaio

Para demonstrar a importância e o efeito do controle da temperatura na aplicação do EAEF ao PTFE são apresentados, na Figura 4.2, seis resultados de ensaios de CDPs com aproximadamente as mesmas dimensões (11,85 mm e 34 mm). Três deles foram realizados sem controle de temperatura (Ensaio 1, 2 e 3) e os outros três com controle de temperatura (Ensaio 10, 11 e 12).

Conforme observado no experimento de teste da câmara térmica (Figura 4.1), ao longo de um dia qualquer (na mesma época do ano) é provável que a temperatura da sala de ensaios esteja parte do tempo acima de 25°C e parte do tempo abaixo de 25°C . Portanto, como os ensaios apresentados ultrapassaram este período de tempo testado ($10^5 \text{ s} \approx 28 \text{ h}$), as perturbações notadas nos en-

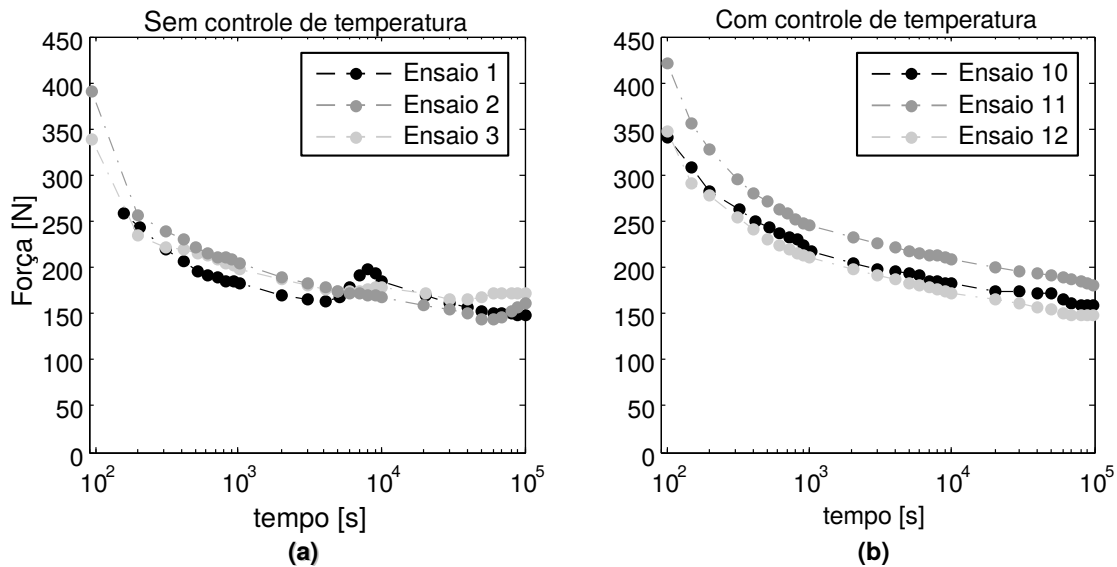


Figura 4.2 Comparação entre os ensaios (a) com e (b) sem controle de temperatura

saos realizados sem a câmara térmica (Figura 4.1a) podem ser justificadas pelas expansões e contrações térmicas do CDP, sobretudo quando se considera que o PTFE apresenta duas transições de fase com temperaturas de pico (19°C e 30°C) próximas à temperatura ambiente.

Analisando-se os ensaios com controle de temperatura (Figura 4.1b), nota-se que as flutuações nas forças (e indiretamente nas tensões radiais no CDP) são muito menores e que, globalmente, os níveis de força foram maiores quando comparados aos ensaios sem controle de temperatura. Isto pode ser explicado pelo fato de que o controle de temperaturas imposto pela câmara térmica ocorreu com mais intensidade no sentido de baixar a temperatura do CDP, conforme também constatado no experimento de teste da câmara térmica (Figura 4.1). Sendo assim, o controle de temperatura ocorreu no sentido de limitar as expansões térmicas do CDP, causando maiores valores de força (ou tensão radial).

A importância destes resultados se amplia quando se extrapola o uso de ensaios de relaxação de tensões no PTFE por períodos de tempo ainda maiores. Para o caso do EAEF proposto neste trabalho, para tempos de análise maiores, no qual as medições são intermitentes e o conjunto eixo-disco é desmontado

da máquina de ensaios, faz-se necessário também armazená-los em local com controle de temperatura. Neste caso, a solução tecnológica também pode ser o uso de uma câmara térmica análoga à desenvolvida para a realização das medições na máquina de ensaios. No presente estudo, com exceção dos ensaios 1, 2 e 3, todas as outras medições foram realizadas com o controle de temperatura (câmara térmica) e durante as intermitentes com desmontagem, os conjuntos eixo-disco foram armazenados em uma sala com controle de temperaturas em $25\pm 1^\circ\text{C}$.

A solução encontrada para o controle de temperatura (câmara térmica) durante as medições na máquina de ensaios apresentou um custo muito baixo. Como referência, pode-se citar o valor dos componentes utilizados, que totalizou aproximadamente R\$ 400,00. Uma fotografia da câmara térmica instalada na máquina de ensaios está apresentada na Figura 4.3.

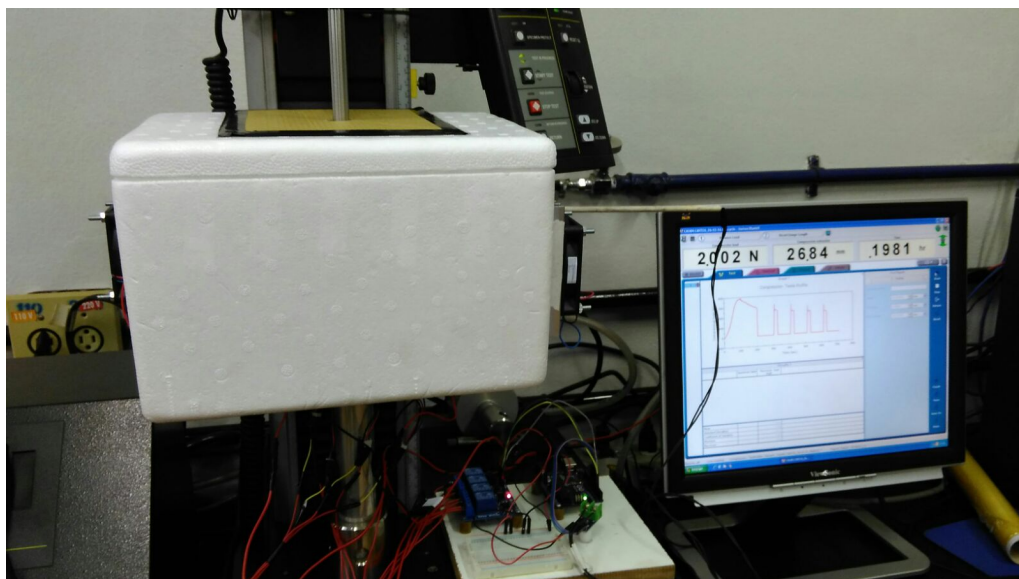


Figura 4.3 Fotografia da câmara térmica instalada na máquina de ensaios

4.1.2 Resultados para os discos com diferentes diâmetros de furo

Os oito ensaios com alturas de CDPs aproximadamente iguais ($\approx 10\text{ mm}$) estão apresentados na Figura 4.4. As medições durante as fases de acoplamento e as medições contínuas foram realizadas por aproximadamente 10^5 s (ou $\approx 28\text{ h}$) de ocupação contínua da máquina de ensaios. Em seguida, até o término do

ensaios, totalizando $\approx 10^6$ s ou ≈ 280 h ou 12 dias, foram adotadas medições intermitentes com a desmontagem dos conjuntos da máquina de ensaios, e até seis ensaios concomitantes puderam ser realizados.

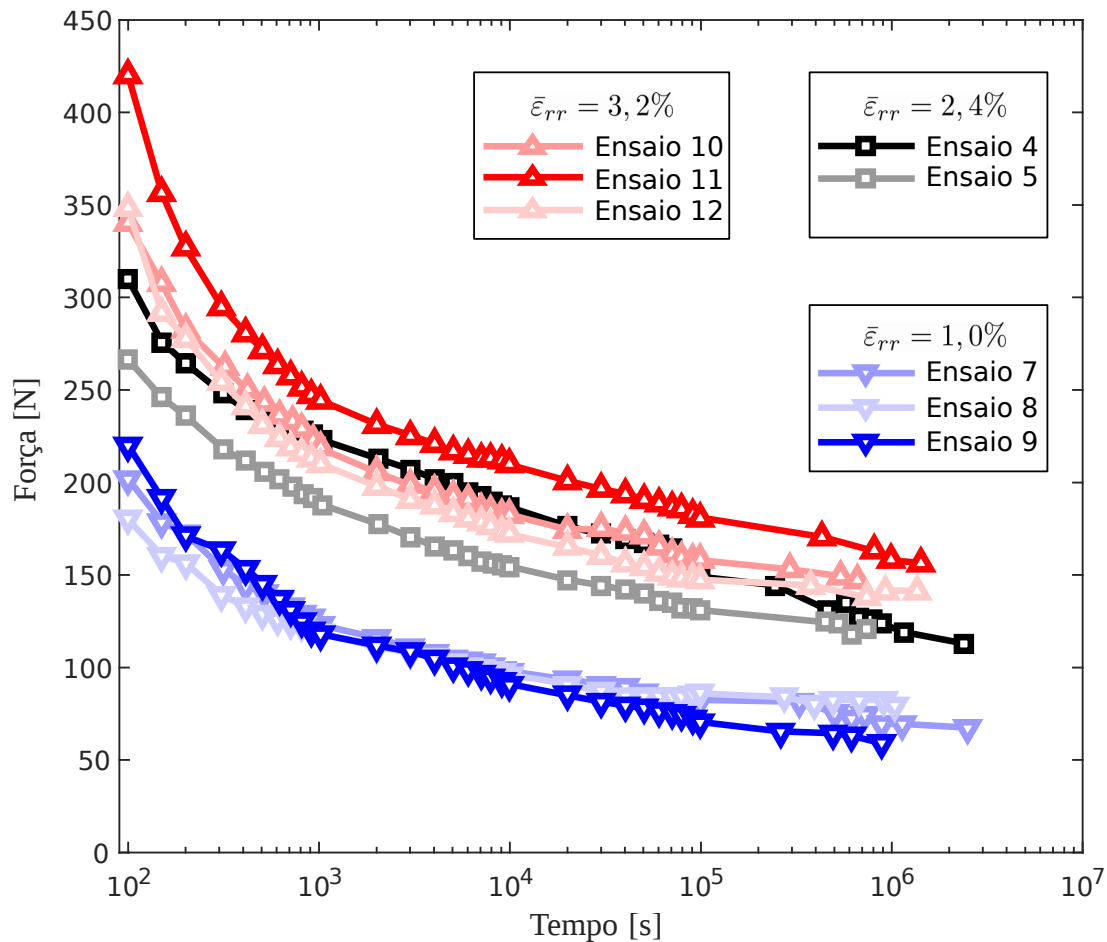


Figura 4.4 Resultados do EAEF aplicado em discos de PTFE com diâmetros de furo de 11,85 mm ($\bar{\epsilon}_{rr} = 3,4\%$), 11,95 mm ($\bar{\epsilon}_{rr} = 2,5\%$) e 12,12 mm ($\bar{\epsilon}_{rr} = 1,0\%$)

Analisando-se os resultados de relaxação do PTFE dos oito ensaios realizados, considera-se que a metodologia proposta é viável. Quanto maior foi a deformação aplicada pelo acoplamento do eixo no disco, maior foi o nível de força atingida (e indiretamente maior foi o nível de tensão radial atingido no CDP). Em cada ensaio realizado, nota-se um decaimento da força (tensão) em função do tempo que é típico de um ensaio de relaxação de tensões. Ainda, nota-se que o EAEF resultou em boa reprodutibilidade entre os ensaios de mesmo diâmetro de furo, com diferenças entre as curvas que podem ser explicadas pelos erros experimentais inerentes, possivelmente associados ao processamento do material,

usinagem e medição dos CDPs e do eixo, bem como ao alinhamento e medição de forças na máquina de ensaios.

Em uma segunda análise dos resultados, demonstra-se a potencialidade da metodologia quanto ao baixo tempo de ocupação da máquina de ensaios. Considerando apenas os oito ensaios apresentados na Figura 4.4, estes ocuparam de forma contínua a máquina de ensaios por ≈ 10 dias, enquanto que o tempo total ensaiado foi estimado considerando: $8 \text{ ensaios} \cdot 12 \text{ dias} = 96 \text{ dias}$. Ressalta-se, pela análise dos gráficos, que as forças parecem estar longe do valor de sua assíntota no tempo de 10^6 s , ou seja, estes ensaios poderiam prosseguir para verificação da relaxação em tempos maiores. Caso o objetivo fosse a análise da relaxação de tensões no PTFE por períodos tempo maiores, por exemplo, durante 6 meses, o período de tempo acumulado na realização de oito ensaios totalizaria 48 meses, enquanto que a máquina de ensaios não seria ocupada de forma contínua por um tempo superior a 15 dias (considerando 10 dias para as medições contínuas, adicionados de 5 dias para as medições intermitentes após desmontagem). Ou seja, o EAEF se torna mais vantajoso para ensaios de longa duração.

A fabricação dos dispositivos (suporte metálico e os seis eixos metálicos) utilizados na implementação do EAEF também apresentaram um custo muito baixo. Como referência, pode-se citar os valores da aquisição dos materiais e da usinagem, que totalizaram aproximadamente R\$ 700,00. Embora os custos da usinagem dos CDPs não tenham sido computados, pois os mesmos foram usinados na oficina mecânica do DEMa-UFSCar, estes são relativamente baixos por necessitarem apenas de um torno mecânico e ferramentas de cortes convencionais.

4.1.3 Efeito da altura do CDP no EAEF

Para se estudar o efeito da altura do CDP no EAEF, foram ensaiados CDPs com duas diferentes alturas (5 mm e 10 mm) e mesmo diâmetro interno 11,95 mm, e os resultados são apresentados na Figura 4.5.

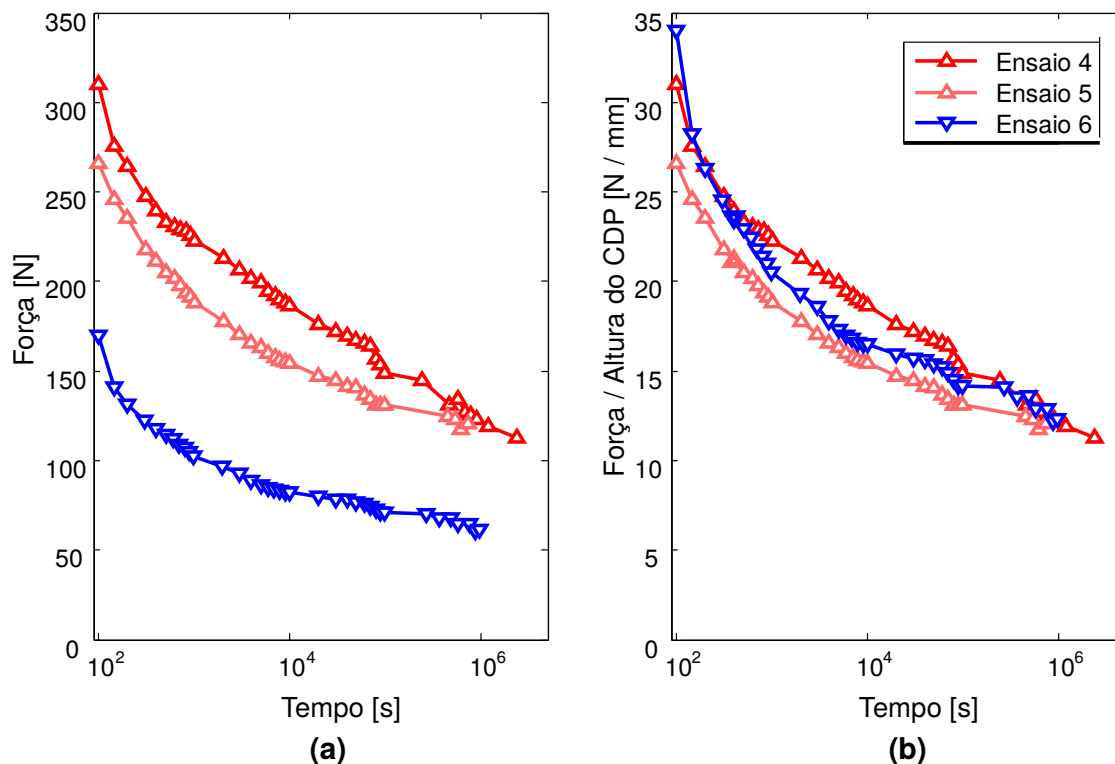


Figura 4.5 Resultados de EAEF em CDPs de PTFE com mesmo diâmetros de furo de 11,95 mm ($\bar{\epsilon}_{rr} = 2,5\%$) e alturas de 5 mm (Ensaio 6) e 10 mm (Ensaio 4 e 5)

As forças de reação são apresentadas na Figura 4.5a para os três ensaios, sendo que em dois ensaios a altura do CDP foi de 10 mm (Ensaio 4 e 5), enquanto que no Ensaio 6 a altura do CDP foi de 5 mm. As diferenças entre os ensaios com alturas de CDP diferentes são consideravelmente diminuídas quando se analisa a curva da força dividida pela altura dos CDPs, conforme apresentado na Figura 4.5b. Esses resultados indicam que os efeitos de borda podem ser desconsiderados e que a distribuição da tensão radial no CDP pode ser considerada como uniforme ao longo de sua altura. Com isso, ganha-se a liberdade para se escolher a altura de CDP que for mais conveniente, seja diminuindo-a para se economizar matéria-prima na fabricação dos CDPs ou, por outro lado, aumen-

tando a altura e, conseqüentemente, as forças de reação, para eventualmente melhorar a precisão das medidas quando se tem disponível apenas células de carga com baixa sensibilidade ou resolução.

4.2 Identificação dos parâmetros do modelo constitutivo generalizado de Maxwell a partir de análise inversa via MEF e resultados do EAEF

Os parâmetros do modelo generalizado de Maxwell e o coeficiente de atrito foram obtidos pelo algoritmo de otimização descrito na Seção 3.6.1 (pág. 44). Os valores para os parâmetros do modelo constitutivo são apresentados na Tabela 4.1. O coeficiente de atrito encontrado pela otimização foi de 0,12.

Tabela 4.1 Parâmetros da série de Prony-Dirichlet (modelo generalizado de Maxwell) para relaxação

i	$\tau_i [s]$	$E_i [MPa]$
1	10^2	56,97
2	10^3	102,17
3	10^4	30,79
4	10^5	61,71
E_∞		189,9
E_0		441,5

Na Figura 4.6, são apresentados os resultados do modelo em EF aplicados na simulação computacional do EAEF, comparados às médias dos resultados experimentais para os três diâmetros ensaiados: 11,85 mm, 11,95 mm e 12,12 mm. O modelo em EF foi capaz de reproduzir o comportamento de relaxação, porém só para o diâmetro de 11,95 mm os dados experimentais e os teóricos mostraram uma boa correspondência. A diferença entre os resultados está provavelmente associada a uma limitação do modelo generalizado de Maxwell em representar um comportamento complexo do PTFE. De qualquer forma, a otimização via modelo de EF se mostrou uma boa estratégia para identificação de um modelo constitutivo para o material em estudo no EAEF, já que o estado de tensão no ensaio é complexo, e os parâmetros do material não são acessíveis por cálculos

diretos.

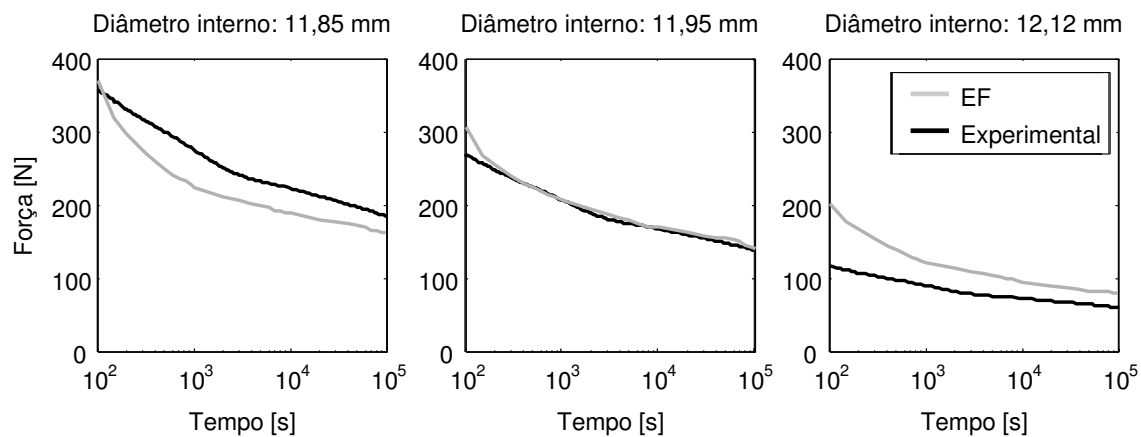


Figura 4.6 Comparação entre os resultados experimentais e do modelo de elementos finitos

4.3 Aplicação da técnica de CID para medir as deformações de recuperação nos discos de PTFE após EAEF

Os campos de deformação radial foram obtidos em função do tempo para analisar a recuperação do disco de PTFE para o Ensaio 8 após desacoplamento do eixo. O desacoplamento foi manual, sendo realizado na forma mais rápida possível. O tempo cronometrado a partir do desacoplamento para o posicionamento do disco no sistema de aquisição de imagens e a aquisição da primeira imagem digital foi de 90 s, ou seja, em um tempo muito menor que o tempo do EAEF. Na Figura 4.7, estão apresentados os campos da diferença da deformação radial ($\Delta\varepsilon_{rr}$) para última imagem capturada, após 66870 s do instante de captura da imagem de referência. Conforme esperado, durante o EAEF, as deformações radiais foram mais severas nas regiões mais internas do disco, e como consequência, a recuperação das deformações na mesma região também é mais intensa, $\Delta\varepsilon_{rr} \approx 0,5\%$ no elemento mais interno calculado pelo Correli-Q4TM e $\Delta\varepsilon_{rr} \approx 0,03\%$ no elemento mais externo.

Na Figura 4.8a é apresentada a curva de deformação radial do elemento mais interno calculado na CID, localizado a 6,9 mm do centro do disco, em função do

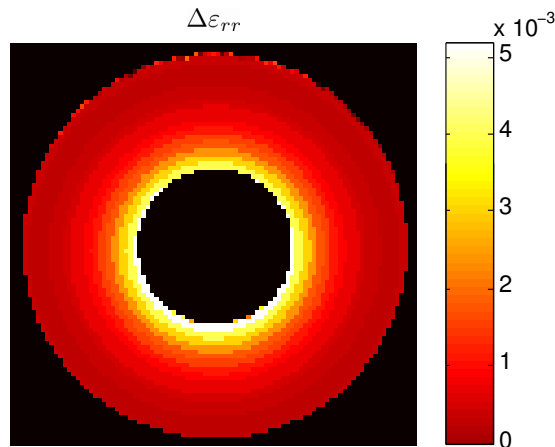


Figura 4.7 Campo de diferença de deformações radiais $\Delta\varepsilon_{rr}$ na última imagem digital capturada ao final do ensaio de recuperação

tempo. O valor de $\Delta\varepsilon_{rr}$ parece convergir assintoticamente para um valor de estabilização, que é típico de um fenômeno de recuperação.

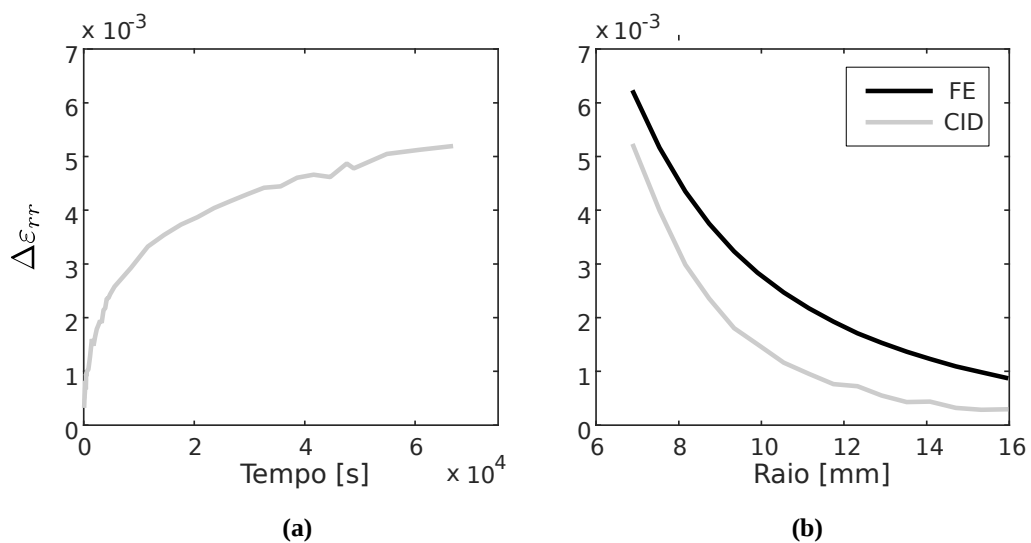


Figura 4.8 (a) Variação da deformação radial ($\Delta\varepsilon_{rr}$) vs. tempo e (b) perfil da variação da deformação radial ($\Delta\varepsilon_{rr}$) em função do raio

Na Figura 4.8b são apresentados os resultados da deformação radial em função do raio do disco para o instante final do ensaio de recuperação (tempo de 66870 s), obtidos via técnica de CID e comparados aos resultados simulados em EF com o modelo generalizado de Maxwell identificado. Nota-se que para o efeito de recuperação nos materiais viscoelásticos, o modelo constitutivo implemen-

tado foi capaz de reproduzir o comportamento do material com a mesma ordem de grandeza da deformação $\Delta\varepsilon_{rr}$, porém, vale lembrar que o modelo constitutivo avaliado se adequou melhor para CDPs com esse diâmetro de furo, como mostrado pela Figura 4.6.

Os resultados obtidos deste ensaio de recuperação demonstram que a associação da técnica de CID com o EAEF pode trazer também ganhos consideráveis na caracterização do material e no auxílio da identificação (ou validação) de parâmetros de um modelo constitutivo. Da mesma forma que o procedimento de medições foi executado no EAEF (medições contínuas seguidas de intermitentes com desmontagem do sistema), esta ideia pode ser aplicada aos ensaios de recuperação, desde que um sistema de reposicionamento preciso do CDP seja implementado.

4.4 Aplicação dos parâmetros do modelo generalizado de Maxwell identificado via MEF no modelo analítico

Tomando-se como base os resultados CDPs com diâmetro de 11,95 mm, na Figura 4.9 é apresentada uma comparação entre a média dos resultados experimentais, os do modelo de EF e os do modelo analítico com os parâmetros do modelo generalizado de Maxwell previamente identificados. Como as integrais da Eq. 3.14 não têm solução analítica conhecida, foi utilizado o algoritmo de integração numérica do Matlab[®] e o parâmetro geométrico $A = 12,1 \text{ mm}^2$ do modelo analítico foi ajustado a partir resultados do modelo de EF. Nota-se que a curva do modelo analítico reproduziu com precisão a curva do modelo de EF, demonstrando que as hipóteses simplificadoras assumidas no modelo analítico são uma boa aproximação para o problema.

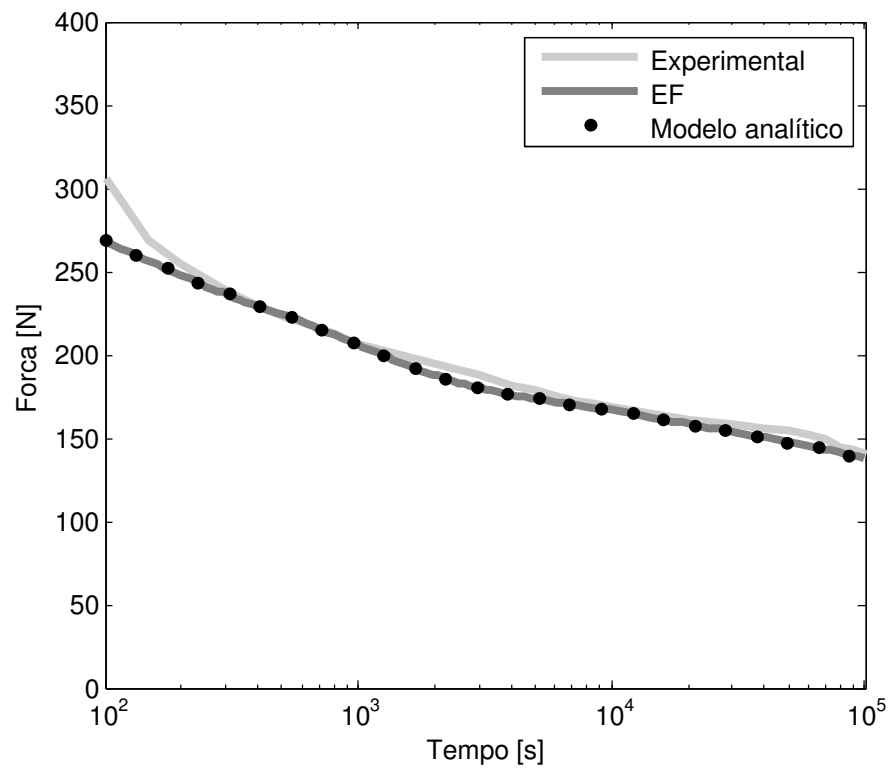


Figura 4.9 EAEF aplicado aos CDPs com diâmetro de 11,95 mm ($\bar{\epsilon}_{rr} = 2,5\%$): Comparação entre os resultados experimentais, do modelo de elementos finitos e do modelo analítico

5 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS

5.1 Conclusões

O ensaio de acoplamento eixo-furo (EAEF) mostrou-se adequado para a caracterização da relaxação de tensões do PTFE em longa duração e possivelmente é válido para a caracterização de outros materiais poliméricos. Dentre as vantagens apresentadas pelo método desenvolvido, destacam-se o baixo custo do aparato e a redução do tempo de dedicação exclusiva da máquina de ensaios comparada com os ensaios convencionais. A partir do EAEF, foi possível obter parâmetros de um modelo constitutivo, entretanto, como o estado de tensão é não homogêneo, faz-se necessário uma implementação computacional do ensaio baseada em modelos de EF ou analíticos.

A força de atrito devido ao movimento relativo entre o eixo e o CDP, adquirida pela célula de carga da máquina de ensaios universal, foi utilizada como medida indireta da relaxação das tensões. Sendo assim, o coeficiente de atrito entre o CDP e o eixo deve ser suficiente para permitir uma aquisição precisa de força. O baixo coeficiente de atrito entre o PTFE e o material do eixo, fabricado em aço inoxidável 304 com superfície retificada, não se mostrou uma limitação, além disso, notou-se que o aumento da altura pode ser utilizado para aumentar a sensibilidade da medida de força, caso necessário. Por outro lado, o coeficiente de atrito não deve ser elevado a ponto de alterar significativamente o estado de tensão no CDP pelo acréscimo de deformações cisalhantes. A força de atrito depende também da força normal na interface entre o CDP e eixo, portanto, devem ser evitadas perturbações nos resultados devido aos efeitos de expansão e contração térmica, os quais são relevantes para os polímeros mesmo em pequenas variações de temperatura próximas a temperatura ambiente. Para o PTFE, esses efeitos são de extrema relevância, pois o mesmo apresenta duas transições de fase com picos de transformação em 19 e 30°C, que também contribuem nas variações dimensionais. Portanto, o controle da temperatura foi essencial para medir as propriedades de longa duração do PTFE utilizando o EAEF e o sistema de controle de temperatura desenvolvido se apresentou capaz em manter a temperatura em 25 ± 1 °C.

Os ensaios realizados caracterizaram a relaxação das tensões no EAEF, conforme o esperado. Os ensaios com maiores deformações radiais máximas, ou seja, como menores diâmetro de furo, tiveram como resultado maiores forças no eixo. Os ensaios com CDPs com a mesma quantidade de deformação radial máxima apresentaram boa reprodutibilidade, as diferenças entre as curvas de força vs. tempo destes ensaios podem ser explicadas pelos erros provenientes da fabricação dos CDPs ou um erro intrínseco da célula de carga. Uma forma de diminuir os erros citados em ensaios futuros é aumentar as dimensões do aparato experimental (CDP, eixo e suporte), dessa maneira, as dimensões do CDP seriam melhor controladas e a sensibilidade na aquisição da força seria aumentada.

O modelo de EF desenvolvido, com parâmetros do modelo constitutivo generalizado de Maxwell identificados por análise inversa, foi capaz de reproduzir qualitativamente os efeitos de relaxação do material, porém os resultados do EF quando comparados aos dados experimentais apresentaram uma certa discrepância. Essa discrepância pode ser atribuída tanto aos erros experimentais no EAEF, quanto a complexidade do comportamento mecânico do PTFE, a qual aparenta exigir modelos constitutivos mais robustos que o modelo constitutivo utilizado.

Alternativamente ao modelo de EF, foi avaliada a implementação analítica do modelo generalizado de Maxwell, utilizando os parâmetros de material obtidos no modelo em EF. A boa correspondência entre os resultados dos dois modelos teóricos indica que o modelo analítico é suficiente para análise dos resultados experimentais. Esse fato dispensa a necessidade da aquisição de um programa de EF, contribuindo para o baixo custo da metodologia.

Foi possível utilizar a técnica de CID para medição das deformações radiais durante a recuperação do CDP. Este ensaio se mostrou uma continuidade para o EAEF, de forma a proporcionar mais dados para a caracterização do comportamento mecânico do material ou até servir como forma de validação do modelo constitutivo identificado com os dados do EAEF.

5.2 Perspectivas

Para os trabalhos futuros, diversos aprimoramentos podem ser realizados em relação ao aparato experimental do EAEF, do ensaio de recuperação após o EAEF e em relação ao modelo constitutivo escolhido para análise dos resultados:

- Aumentar as dimensões do eixo e dos CDPs para elevar a sensibilidade na aquisição da força e reduzir os erros relacionados à manufatura do CDP;
- Realizar ensaios com CDPs de diferentes alturas para caracterizar melhor a relação entre altura e força aferida e identificar qual a altura mínima necessária para que os efeitos de borda possam continuar desprezíveis;
- Realizar os ensaios em temperaturas diferentes de 25 °C, principalmente para o caso do PTFE, o que necessitaria de uma câmara de armazenamento para os conjuntos eixo-disco;
- Aprimorar o aparato experimental para aplicação da técnica de CID para que o CDP não seja desacoplado do eixo manualmente, e para que a imagem de referência seja obtida com o eixo acoplado, permitindo a obtenção do histórico completo de deformações radiais durante a recuperação do material;
- Projetar um equipamento exclusivo para o EAEF, que exclua a necessidade da máquina de ensaios;
- Testar novos modelos constitutivos, como o modelo *Dual Network Fluoropolymer* [30].

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ASHBY, M. *Materials selection in mechanical design*. 3rd. ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2005. ISBN 0750661682.
- [2] RAE, P. J.; DATTELBAUM, D. M. The properties of poly (tetrafluoroethylene)(ptfe) in compression. *Polymer*, Elsevier, v. 45, n. 22, p. 7615–7625, 2004.
- [3] RAE, P. J.; BROWN, E. N. The properties of poly (tetrafluoroethylene)(ptfe) in tension. *Polymer*, Elsevier, v. 46, n. 19, p. 8128–8140, 2005.
- [4] ZHANG, Z.; CHEN, X. Multiaxial ratcheting behavior of ptfe at room temperature. *Polymer Testing*, Elsevier, v. 28, n. 3, p. 288–295, 2009.
- [5] STAN, F.; FETECAU, C. Study of stress relaxation in polytetrafluoroethylene composites by cylindrical macroindentation. *Composites Part B: Engineering*, Elsevier, v. 47, p. 298–307, 2013.
- [6] EBNESAJJAD, S. *Fluoroplastics Volume 1: Non-Melt Processible Fluoroplastics*. 1. ed. Norwich, NY: William Andrew Publishing, 2000. v. 1. 365 p.
- [7] LEMAITRE, J.; CHABOCHE, J. L. *Mécanique des matériaux solides*. 2. ed. Paris: Dunod, 1985. 544 p.
- [8] BILLMEYER, F. W. *Textbook of polymer science*. Wiley-interscience, 1971.
- [9] SHAW, M. T.; MACKNIGHT, W. J. *Introduction to polymer viscoelasticity*. [S.I.]: John Wiley & Sons, 2005.
- [10] HILD, F.; ROUX, S. *CORRELI-Q4: A software for Finite-Element displacement Field measurements by digital image correlation*. LMT-Cachan. [S.I.], 2008.
- [11] ROCCO, F. O. *Calibração do modelo de Drucker-Prager/Cap para simulação numérica do processo de prensagem a frio de pós metálicos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de São Carlos, 2015.
- [12] SARACURA, R. G. M.; CANTO, R. B.; PANDOLFELLI, V. C.; SCHMITT, N.; HILD, F. Surface crack network detection on MgO-based refractory castable by digital image correlation. *China's Refractories*, v. 24, p. 32–37, 2015.
- [13] SCIUTI, V. F. *Caracterização experimental e simulação computacional das deformação induzidas na fusão e cristalização do PTFE*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de São Carlos, 2016.
- [14] JR, C. W.; GEHMAN, S. Autopneumatic apparatus for measuring stress relaxation. *Analytical Chemistry*, ACS Publications, v. 22, n. 11, p. 1439–1443, 1950.
- [15] GALE, G.; NEALE, M. An apparatus to measure the relaxation of crop samples following compression. *Journal of agricultural engineering research*, Elsevier, v. 65, n. 3, p. 247–252, 1996.

- [16] HORST, R. H.; STEPHENS, T. S.; COONS, J. E.; WINTER, H. H. Compression stress relaxation apparatus for the long-time monitoring of the incremental modulus. *Review of scientific instruments*, AIP Publishing, v. 74, n. 11, p. 4737–4744, 2003.
- [17] SPETZ, G.; ELASTOCON, A. *Stress Relaxation. Test Methods, Instruments and Lifetime Estimation*. [S.l.], 2000.
- [18] ISO, RUBBER, vulcanized or thermoplastic – Determination of stress relaxation in compression at ambient and at elevated temperatures. 1991.
- [19] RONAN, S.; ALSHUTH, T.; JERRAMS, S.; MURPHY, N. Long-term stress relaxation prediction for elastomers using the time–temperature superposition method. *Materials & Design*, Elsevier, v. 28, n. 5, p. 1513–1523, 2007.
- [20] ISO, RUBBER, vulcanized or thermoplastic – Determination of ageing characteristics by measurement of stress relaxation in tension. 2008.
- [21] ASTM. *D790-96a Standard test methods for flexural properties of unreinforced and reinforced plastics and electrical insulating materials*. 1996. West Conshohocken.
- [22] CANTO, R. B. *Estudo teórico e experimental dos processos de compactação e sinterização do politetrafluoretileno (PTFE)*. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo - Brasil/École Normale Supérieure de Cachan - França, 2007.
- [23] CANTO, R. B.; SCHMITT, N.; CARVALHO, J.; BILLARDON, R. Experimental identification of the deformation mechanisms during sintering of cold compacted polytetrafluoroethylene powders. *Polymer Engineering and Science*, v. 51, n. 11, p. 2220–2235, 2011.
- [24] STRABELLI, P. G.; SCIUTI, V. F.; MONTILHA, F. S.; CANTO, L. B.; CANTO, R. B. Influência de variáveis de sinterização na microestrutura de peças de PTFE moldadas por prensagem isostática. *Polímeros: Ciência e Tecnologia*, SciELO Brasil, v. 24, n. 5, p. 612–619, 2014.
- [25] GAMBONI, O. C.; RIUL, C.; SCHMITT, N.; BILLARDON, R.; BOSE-FILHO, W. W.; CANTO, R. B. Processo de prensagem isostática do PTFE em múltiplos passos para a extração de ar e redução de defeitos de processamento. In: *Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais - 20 CBECIMAT*. Joinville, BR: [s.n.], 2012. p. 11545–11552.
- [26] MELO, C. C.; SCHMITT, N.; CARVALHO, J.; BILLARDON, R.; CANTO, R. B. Identificação de parâmetros do processo de compactação do PTFE utilizando procedimento experimental associado à análise inversa pelo método dos elementos finitos. In: *Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais - 20° CBECiMat*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 11638–11645.
- [27] JAHIER, D. *Le PTFE (polytétrafluoroéthylène) : présentation et applications*. [S.l.]: Publications CETIM, 1992. 102 p.

- [28] NUNES, L. C. S.; DIAS, F. W. R.; COSTA, H. S. M. da. Mechanical behavior of polytetrafluoroethylene in tensile loading under different strain rates. *Polymer testing*, Elsevier, v. 30, n. 7, p. 791–796, 2011.
- [29] KLETSCHKOWSKI, T.; SCHOMBURG, U.; BERTRAM, A. Endochronic viscoplastic material models for filled ptfe. *Mechanics of materials*, Elsevier, v. 34, n. 12, p. 795–808, 2002.
- [30] BERGSTRÖM, J.; JR, L. H. A constitutive model for predicting the large deformation thermomechanical behavior of fluoropolymers. *Mechanics of Materials*, Elsevier, v. 37, n. 8, p. 899–913, 2005.
- [31] SCIUTI, V. F.; ANGÉLICO, R. A.; BOSE-FILHO, W. W.; SCHMITT, N.; CANTO, R. B. Identificação dos parâmetros de um modelo de comportamento mecânico para o PTFE sob -10°C assistida pela técnica de correlação de imagens digitais e por métodos de otimização. In: *Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais - 21° CBECiMat*. Cuiabá: [s.n.], 2014. p. 7109–7116.
- [32] GAMBONI, O. C.; RIUL, C.; BILLARDON, R.; Bose Filho, W. W.; SCHMITT, N.; CANTO, R. B. On the formation of defects induced by air trapping during cold pressing of PTFE powder. *Polymer*, v. 82c, p. 75–86, 2016.
- [33] HIGDON A., O. E. H.; STILES, W. B. *Mechanics of Materials*. [S.l.]: Wiley, 1960.
- [34] STRABELLI, P. G. *Influência de variáveis de sinterização na microestrutura e propriedades mecânicas de peças de PTFE moldadas por prensagem isostática*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de São Carlos, 2014.
- [35] TEFLON, P.; RESIN, P. F. Properties handbook. *DuPont Fluoroproducts*, Washington, 1996.
- [36] NELDER, J. A.; MEAD, R. A simplex method for function minimization. *The computer journal*, Br Computer Soc, v. 7, n. 4, p. 308–313, 1965.
- [37] LEE, E. H.; RADOK, J. R. M. The contact problem for viscoelastic bodies. *Journal of Applied Mechanics*, American Society of Mechanical Engineers, v. 27, n. 3, p. 438–444, 1960.
- [38] BLAAUWENDRAAD, J. Axisymmetry in elasticity, old wine in new bottles. *Heron*, v. 31, n. 1, p. 33–47, 1986.

A APÊNDICE: CÂMARA TÉRMICA

As ligações elétricas realizadas para o desenvolvimento da câmara térmica estão exemplificadas na Figura A.1, apenas uma pastilha Peltier foi mostrada para simplificar a apresentação do esquema, pelo mesmo motivo, as ventoinhas não foram esquematizadas.

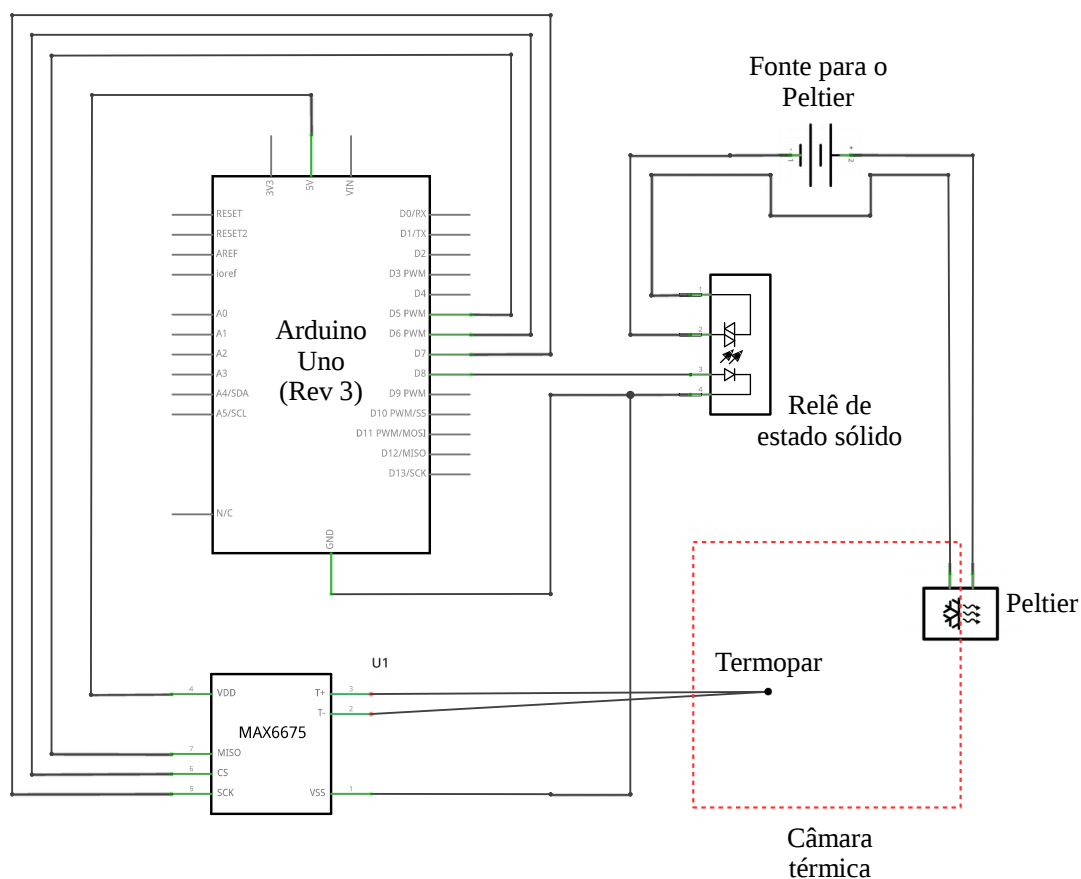


Figura A.1 Esquema elétrico da câmara térmica

Nas Figuras B.3 e A.3, são apresentados os códigos utilizados no Arduino Uno para o controle da câmara térmica.

```
1
2 #define FunColdRelay3 4
3 #define FunHotRelay4 5
4 #define PeltierColdRelay1 6
5 #define PeltierHotRelay2 7
6 #define ktcSO 8
7 #define ktcCS 9
8 #define ktcCLK 10
9 #define FunColdRelay3 4
10 #define FunHotRelay4 5
11 #define PeltierColdRelay1 7
12 #define PeltierHotRelay2 6
13 #define ktcSO 8
14 #define ktcCS 9
15 #define ktcCLK 10
16
17 #include "max6675.h"
18
19 MAX6675 thermocouple(ktcCLK, ktcCS, ktcSO);
20
21 void setup()
22 {
23 // Initialise the Arduino data pins for OUTPUT
24
25 Serial.begin(9600);
26 // use Arduino pins
27 //pinMode(vccPin, OUTPUT); digitalWrite(vccPin, HIGH);
28 //pinMode(gndPin, OUTPUT); digitalWrite(gndPin, LOW);
29
30 Serial.println("MAX6675 test");
31 // wait for MAX chip to stabilize
32 delay(2000);
33 // Relays setup
34 pinMode(PeltierColdRelay1, OUTPUT);
35 pinMode(PeltierHotRelay2, OUTPUT);
36 pinMode(FunColdRelay3, OUTPUT);
37 pinMode(FunHotRelay4, OUTPUT);
38
39 }
```

Figura A.2 Código utilizado no Arduino Uno para o controle da câmara térmica:
parte 1

```

1 void loop()
2 {
3   float targetTemp = 25;
4   float precision = 0.5;
5   int x;
6   float temp = 0;
7   digitalWrite(PeltierColdRelay1,HIGH);           // Turns Relay Off
8   digitalWrite(PeltierHotRelay2,HIGH);           // Turns Relay Off
9   digitalWrite(FunColdRelay3,HIGH);             // Turns Relay Off
10  digitalWrite(FunHotRelay4,HIGH);               // Turns Relay Off
11  for (x=1; x<=100; x++)
12  {
13    temp = temp + thermocouple.readCelsius();
14  }
15  temp = temp / 100.0;
16  Serial.println(temp);
17  delay(1000);
18  if (temp >= (targetTemp + precision))
19  {
20    Serial.println(temp);
21    delay(500);
22    digitalWrite(PeltierColdRelay1,LOW);         // Turns ON cold peltier
23    digitalWrite(FunColdRelay3,LOW);           // Turns ON cold fun
24    delay(180000);                               // Wait 25 seconds
25    digitalWrite(PeltierColdRelay1,HIGH);       // Turns Off cold ←
26    peltier
27    delay(5000);                                  // Wait 5 seconds
28    digitalWrite(FunColdRelay3,HIGH);         // Turns Off cold fun
29    delay(500);                                  // Wait 1 second
30  }
31  temp = 0;
32  for (x=1; x<=100; x++)
33  {
34    temp = temp + thermocouple.readCelsius();
35  }
36  temp = temp / 100.0;
37  Serial.println(temp);
38  delay(1000);
39  if (temp <= (targetTemp - precision))
40  {
41    Serial.println(temp);
42    delay(1000);
43    digitalWrite(PeltierHotRelay2,LOW);         // Turns ON cold peltier
44    digitalWrite(FunHotRelay4,LOW);           // Turns ON cold fun
45    delay(5000);                               // Wait 5 seconds
46    digitalWrite(PeltierHotRelay2,HIGH);       // Turns Off cold peltier
47    delay(10000);                              // Wait 15 seconds
48    digitalWrite(FunHotRelay4,HIGH);         // Turns Off cold fun
49    delay(1000);                               // Wait 1 second
50  }
51 }

```

Figura A.3 Código utilizado no Arduino Uno para controle da câmara térmica: parte 2

B APÊNDICE: ROTINA DE PÓS-PROCESSAMENTO DOS DADOS DO CORRELI-Q4™ PARA O CÁLCULO DAS DEFORMAÇÕES RADIAIS

```
1 clear all
2 close all
3 load('resultadoEnsaio08.mat');
4
5 datatime = load('ensaio08__time.txt');
6 time = datatime(:,2);
7 initialTime = 90; %in seconds
8 time = time + initialTime;
9 diam = 34; % sample diameter
10 % Showing the reference image
11 imgRef = 1.2*imref./max(max(imref));
12 imshow(imgRef)
13 hold on;
14 % Getting circle radius and center
15 [C, R] = imfindcircles(mask,[680 750], 'sensitivity',0.997);
16 h = viscircles(C,R);
17 plot(C(1),C(2))
18 elemSize = 16;
19 radialSlice = 1.5*elemSize;
20 Ri = 280;
21 Rf = R;
22 %Rf = 715;
23 nx = size(coorx,2);
24 ny = size(coory,2);
25 ni = size(U,3);
26
27 ep11 = grad11;
28 ep22 = grad22;
29 ep12 = 0.5*(grad12 + grad21);
```

Figura B.1 Código utilizado para pós-processamento dos dados do Correli-Q4™: parte 1

```

1 for ix=1:nx-1
2   for iy=1:ny-1
3     for ii=1:ni
4       if ~isnan([ep11(ix,iy,ii) ep12(ix,iy,ii) ep12(ix,iy,ii) ←
5         ep22(ix,iy,ii)])
6         sol = eig([ep11(ix,iy,ii) ep12(ix,iy,ii);ep12(ix,iy,←
7           ii) ep22(ix,iy,ii)]);
8         e1(ix,iy,ii) = max(sol);
9       else
10        e1(ix,iy,ii) = NaN;
11      end
12    end
13  end
14 end
15
16 for ix=1:nx-1
17   for iy=1:ny-1
18     for ii=1:ni
19       if ~isnan([ep11(ix,iy,ii) ep12(ix,iy,ii) ep12(ix,iy,ii) ←
20         ep22(ix,iy,ii)])
21         sol = eig([ep11(ix,iy,ii) ep12(ix,iy,ii);ep12(ix,iy,←
22           ii) ep22(ix,iy,ii)]);
23         e2(ix,iy,ii) = min(sol);
24       else
25        e2(ix,iy,ii) = NaN;
26      end
27    end
28  end
29 end
30
31 e1Average = e1;
32 e2Average = e2;
33 strainR = zeros(size(Ri:radialSlice:Rf,2),2,ni);
34 strainTHETA = zeros(size(Ri:radialSlice:Rf,2),2,ni);
35
36 for k = 1:ni
37   rc=0;
38   for r = Ri:radialSlice:Rf
39     rc=rc+1;
40     sumE1 = 0;
41     sumE2 = 0;
42     nStrain = 0;
43     for i = 1:ny-1
44       for j = 1:nx-1
45         re2 = (coorx(j)-C(2))^2 + ((coory(i)-C(1))^2);
46         if (re2 < r^2 && re2 > (r -radialSlice)^2 && ~isnan(←
47           e1(i,j,k)))
48           sumE1 = sumE1 + e1(i,j,k);
49           sumE2 = sumE2 + e2(i,j,k);
50           nStrain = nStrain + 1;
51         end
52       end
53     end
54   end
55 end

```

Figura B.2 Código utilizado para pós-processamento dos dados do Correli-Q4™: parte 2


```

1
2     for i = 1:ny-1
3         for j = 1:nx-1
4             re2 = (coorx(j)-C(2))^2 + ((coory(i)-C(1))^2);
5             if (re2 < r^2 && re2 > (r -radialSlice)^2 && ~isnan(←
6                 e1(i,j,k)))
7
8                 e1Average(i,j,k) = sumE1/nStrain; % Tava ←
9                     invertido
10                e2Average(i,j,k) = sumE2/nStrain;
11                strainR(rc,:,k) = [re2^0.5 e1Average(i,j,k)];
12                strainTHETA(rc,:,k) = [re2^0.5 e2Average(i,j,k)];
13            end
14        end
15    end
16 end
17 f = figure;
18 for k = 1:ni
19     figure(f);
20     imagesc(e1Average(:,:,k));
21     title('Deformacao radial');
22     axis image;
23     colorbar;
24     colormap('hot');
25     caxis([min(min(min(e1Average))) max(max(max(e1Average))) ]);
26     m(k) =getframe(gcf);
27 end
28 movie2avi(m, 'e1.avi', 'FPS',3);
29 f2 = figure;
30 for k = 1:ni
31     figure(f2);
32     imagesc(e2Average(:,:,k));
33     title('Deformacao ortoradial');
34     axis image;
35     colorbar;
36     colormap('hot');
37     caxis([min(min(min(e2Average))) max(max(max(e2Average))) ]);
38     m(k) =getframe(gcf);
39 end
40 movie2avi(m, 'e2.avi', 'FPS',3);
41 magnif = diam/(2*R);
42 p = figure;
43 plot(strainR(1:end-1,1,48)*magnif, strainR(1:end-1,2,48))
44 xlabel('Raio [mm]')
45 ylabel('Deformacao')
46 p2 = figure;
47 for c = 1:ni
48     strainRtime(c) = strainR(1,2,c);
49 end
50 plot(time(2:end-1), strainRtime)
51 xlabel('Tempo [s]')
52 ylabel('Deformacao radial')

```

Figura B.3 Código utilizado para pós-processamento dos dados do Correli-Q4™: parte 3